

Ertüchtigung beulgefährdeter Querschnitte im Stahlbau
mittels aufgeklebter Steifenquerschnitte
Strengthening of buckling prone cross-sections in
steel structures by bonded stiffeners

Dem Promotionsausschuss der HafenCity Universität Hamburg
vorgelegte Dissertation im Arbeitsgebiet Innovative Bauweisen und Baukonstruktion
zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften

vorgelegt von
Philipp Josef Hennes
Aachen

Datum der Disputation:
08. September 2022

Gutachter:

- | | |
|--------------|--|
| 1. Gutachter | Univ.-Prof. Dr.-Ing. Manuel Krahwinkel |
| 2. Gutachter | Prof. Dr.-Ing. Jörg Laumann |

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand in den Jahren 2019 bis 2022 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Baustoffe und Baukonstruktionen der FH Aachen. Zum Gelingen dieser Arbeit haben viele Personen beigetragen, denen ich meinen Dank aussprechen möchte.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Manuel Krahwinkel der HCU Hamburg für das Interesse und die Offenheit zu dem für den Stahlbau neuen Forschungsfeld der Klebtechnik sowie die Übernahme des Referats.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Laumann möchte ich für die Betreuung und Unterstützung während der Erstellung dieser Arbeit, das Vertrauen und die stetige Unterstützung und Förderung sowie für die Übernahme des Koreferats danken.

Des Weiteren danke ich Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Jäschke für den Prüfungsvorsitz und ebenso Univ.-Prof. Dr.-Ing. Frank Wellershoff für die Mitwirkung bei meiner Doktorprüfung.

Allen Kollegen der FH Aachen danke ich für die schöne gemeinsame Zeit sowie die konstruktive Arbeitsatmosphäre. Mein besonderer Dank gilt Frau Corinna Lenz und Herrn Manfred Rennerken für ihre vielfältige Unterstützung in den vergangenen Jahren.

Der FH Aachen und dem Fachbereich 2 möchte ich meinen Dank aussprechen, welche keine Kosten und Mühen scheuen ideale Voraussetzung für anwendungsorientierte Forschung zu schaffen und den Doktoranden ein motivierendes Arbeitsumfeld zu bieten.

Besonders danke ich Frau Katharina Hornberg für ihre stetige Bereitschaft zur fachlichen Diskussion, kritischen Durchsicht der Arbeit sowie für die liebevolle Unterstützung und Motivation sowie für ihre Geduld.

Mein besonderer Dank gilt meiner Familie, insbesondere meinen Eltern Gaby und Martin, für ihre stetige Unterstützung und ihren Rückhalt sowie dafür, dass sie mir diesen Ausbildungsweg ermöglicht haben.

Kurzfassung

Es existiert eine Vielzahl an sanierungsbedürftigen Brückenbauwerken in Stahlbauweise, welche aufgrund von Schäden ertüchtigt werden müssen. Ertüchtigungsmaßnahmen mittels Schweißverbindungen sind aufgrund der Kerbwirkung und Gefügeänderung im Stahl häufig nicht einsetzbar. Weiterhin weisen ältere Brückenbauwerke nicht schweißgeeignete Stahlsorten auf, sodass in dieser Arbeit die Fügetechnik Kleben als alternative Verbindungstechnik zur Ertüchtigung von Brückenquerschnitten untersucht wird.

Für den Einsatz von strukturellen Klebungen in Brückenbauwerken sind zwei relevante Forschungsfragen zu beantworten. Zum einen wird untersucht, ob eine wirksame Beulaussteifung mittels geklebter Steifenquerschnitte erreicht werden kann. Zum anderen soll eine Bemessungsmethodik für den Nachweis der Klebschichttragfähigkeit struktureller Klebungen entwickelt werden.

Zur Tragfähigkeitsauslegung einer Klebschicht wurde eine Bruchbedingung entwickelt, mit welcher die Bewertung kombinierter Beanspruchungssituationen aus Schub- und Normalspannung möglich ist. Diese wurde experimentell validiert und ermöglicht eine auf der sicheren Seite liegende Tragfähigkeitsprognose für die Klebschicht.

Die bauaufsichtlich eingeführten Beulnachweise gelten ebenfalls für geklebte Beulsteifen, solange die Bruchbedingung für die wirkenden Beanspruchungen in der Klebschicht erfüllt ist. Hierzu wurden geometrische und materielle Anforderungen an die strukturelle Klebung definiert, die eine standardisierte Vorgehensweise zur Durchführung von Beulnachweisen ermöglichen.

Weiterhin wurden geometrische Anforderungen an die strukturelle Klebung entwickelt, die eine standardisierte Vorgehensweise zur Tragfähigkeitsauslegung der Klebschicht ermöglichen.

Abstract

There are many steel bridges which require strengthening due to structural defects. Strengthening measures by welds are often not feasible due to the notch effect and microstructural changes in the steel. In addition, older bridges are made of non-weldable steel, so this thesis examines bonding as an alternative connection method for the strengthening of bridges.

Two relevant research questions have to be answered for the use of structural adhesives in bridge structures. On the one hand, it is examined if an effective plate buckling stiffening is possible by using bonded stiffeners. On the other hand, a design method for the verification of the load bearing capacity of structural bonded joints is to be developed.

For the design of a structural adhesive layer, a failure criterion was developed, which allows the analysis of combined stress situations of shear and normal stress. This failure criterion was experimentally validated and allows a safe prediction of the load-bearing capacity of the adhesive layer.

The buckling verification according to EN1993-1-5 is also valid for bonded stiffeners as long as the failure criterion for the stresses in the adhesive layer is fulfilled. For this purpose, geometric and material design requirements for the structural bond were derived, which provide a standardised plate buckling design procedure.

Furthermore, geometric design requirements for the structural bond were derived, which provide a standardised approach for the design of the adhesive layer.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Ausgangssituation.....	1
1.2	Zielsetzung.....	2
1.3	Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit.....	2
2	Strukturelles Kleben	4
2.1	Strukturelles Kleben in der industriellen Fertigung.....	4
2.2	Strukturelles Kleben im Bauwesen.....	5
2.2.1	<i>Kleben im Holzbau</i>	5
2.2.2	<i>Kleben im Glasbau</i>	5
2.2.3	<i>Kleben im Stahlbau</i>	6
2.3	Bauteilverstärkung mittels Klebetechnik.....	7
2.3.1	<i>Bauteilverstärkung mittels Klebetechnik im Stahlbetonbau</i>	7
2.3.2	<i>Bauteilverstärkung mittels Klebetechnik im Stahlbau</i>	8
3	Beulen längsausgesteifter Platten	10
3.1	Beultheorie und Tragverhalten.....	10
3.1.1	<i>Allgemeines</i>	10
3.1.2	<i>Lineare Beultheorie</i>	13
3.1.3	<i>Überkritisches Tragverhalten</i>	16
3.1.4	<i>Schubbeulen</i>	17
3.1.5	<i>Entwicklung baupraktischer Plattenbeulnachweise</i>	17
3.2	Nachweis gegen Plattenbeulen nach DIN EN1993-1-5.....	24
3.2.1	<i>Allgemeines</i>	24
3.2.2	<i>Methode der wirksamen Breiten</i>	25
3.2.3	<i>Methode der reduzierten Spannungen</i>	27
3.3	Ausgesteifte Beulfelder	39
3.3.1	<i>Einzel- und Gesamtfeldnachweise</i>	39
3.3.2	<i>Quersteifen</i>	39
3.3.3	<i>Längssteifen</i>	42
3.4	Längssteifennachweis nach Theorie II. Ordnung	44
3.4.1	<i>Nachweisverfahren</i>	44
3.4.2	<i>Geometrische Ersatzimperfektion</i>	47
3.4.3	<i>Untersuchungen zum mittragenden angrenzenden Plattenstreifen</i>	51
3.4.4	<i>Validierung des Steifennachweis nach Theorie II. Ordnung</i>	53
3.5	Zusammenfassung.....	55

4	Gestaltung von geklebten Steifenquerschnitten	56
4.1	Einleitung	56
4.2	Querschnittsform und Konstruktionsprinzip.....	56
4.3	Konstruktive Ausbildung des Steifenendes	58
4.4	Einfluss diskontinuierlicher Steifen auf das Beultragverhalten	60
5	Mechanische Eigenschaften einer Klebefuge	62
5.1	Einleitung	62
5.2	Grundlagen der Klebstoffe	63
5.2.1	<i>Klebstoffpolymere</i>	63
5.2.2	<i>Bindungskräfte von Klebeverbunden</i>	66
5.2.3	<i>Versagensformen des Klebeverbunds</i>	68
5.3	Klebstoffanforderungen und Klebstoffauswahl	69
5.3.1	<i>Klebstoffanforderungen</i>	69
5.3.2	<i>Klebstoffauswahl</i>	71
5.4	Vorbehandlungs- und Applikationsmethode.....	72
5.4.1	<i>Überblick</i>	72
5.4.2	<i>Vorbehandlung der Fügeteile</i>	72
5.4.3	<i>Fügevorgang</i>	74
5.4.4	<i>Aushärtung</i>	76
5.5	Mechanische Klebstoffkennwerte.....	77
5.5.1	<i>Überblick</i>	77
5.5.2	<i>Werkstoffmodelle</i>	77
5.5.3	<i>Anstrengungshypothesen</i>	81
5.6	Bestimmung der Elastizitätseigenschaften.....	85
5.6.1	<i>Überblick</i>	85
5.6.2	<i>Herstellung und Versuchsdurchführung</i>	86
5.6.3	<i>Versuchsergebnisse der Zugprüfung an Polymerproben</i>	87
5.7	Bestimmung der Zugfestigkeit an Verbundproben	89
5.7.1	<i>Überblick</i>	89
5.7.2	<i>Herstellung und Versuchsdurchführung</i>	89
5.7.3	<i>Versuchsergebnisse der Zugprüfung an Stumpfklebungen</i>	90
5.8	Bestimmung der Scherfestigkeit von Klebeverbunden.....	93
5.8.1	<i>Überblick</i>	93
5.8.2	<i>Prüfverfahren zur Bestimmung der Scherfestigkeit</i>	93
5.8.3	<i>Äquivalenz unterschiedlicher Scherfestigkeitsprüfungen</i>	96

5.8.4	<i>Herstellung und Versuchsdurchführung</i>	103
5.8.5	<i>Versuchsergebnisse der Zugscherprüfung</i>	105
5.9	<i>Anstrengungshypothese</i>	109
5.9.1	<i>Überblick</i>	109
5.9.2	<i>Verfahren zur experimentellen Überprüfung des Interaktionsverhaltens</i>	109
5.9.3	<i>Weiterentwicklung des Verfahrens zur Überprüfung des Interaktionsverhaltens (Weiterentwickelte Arcan-Prüfung)</i>	113
5.9.4	<i>Bruchbedingung für Klebstoff A und B</i>	115
5.9.5	<i>Zusammenfassung und Ausblick zur Anstrengungshypothese</i>	119
5.10	<i>Zusammenfassung</i>	120
6	<i>Tragsicherheit einer strukturellen Klebung</i>	121
6.1	<i>Einleitung</i>	121
6.2	<i>Beanspruchung der Klebschicht infolge Beulaussteifung</i>	121
6.3	<i>Versuchsprogramm, Herstellung und Durchführung</i>	126
6.4	<i>Analytischer Beanspruchungszustand in der Klebschicht</i>	129
6.4.1	<i>Einleitung</i>	129
6.4.2	<i>Stand der Forschung zu analytischen Modellen</i>	129
6.4.3	<i>Numerische Überprüfung der analytischen Lösungen</i>	131
6.5	<i>Experimentelle Anwendung der Bruchbedingung</i>	134
6.5.1	<i>Einleitung</i>	134
6.5.2	<i>Versuchsergebnisse an diskontinuierlich verstärkten Einfeldträgern</i>	134
6.5.3	<i>Auswertung des inneren Beanspruchungszustandes</i>	135
6.5.4	<i>Endsicherung diskontinuierlich angeordneter Verstärkungen</i>	138
6.6	<i>Untersuchung einer alternativen Endsicherung</i>	141
6.7	<i>Zusammenfassung</i>	144
7	<i>Tragsicherheit geklebter Beulsteifen</i>	145
7.1	<i>Einleitung</i>	145
7.2	<i>Einflussgrößen auf die Beanspruchung der Klebschicht</i>	146
7.2.1	<i>Hintergrund</i>	146
7.2.2	<i>Einfluss von geometrischen Imperfektionen</i>	146
7.2.3	<i>Einfluss der Klebschichtdicke</i>	149
7.2.4	<i>Einfluss der Elastizitätseigenschaften des Klebstoffs</i>	150
7.2.5	<i>Einfluss des Randabstands der Längssteife</i>	151
7.2.6	<i>Einfluss der bezogenen Steifigkeit γ_{sl} der Längssteife</i>	152

7.3	Ersatzbelastung aus Beulaussteifung	153
7.3.1	<i>Vorstellung des Ersatzbelastungsverfahrens</i>	153
7.3.2	<i>Numerische Überprüfung des Ersatzbelastungsverfahrens</i>	156
7.4	Untersuchungen an längsdruckbeanspruchten Platten	159
7.4.1	<i>Hintergrund</i>	159
7.4.2	<i>Versuchsprogramm, Herstellung und Versuchsdurchführung</i>	159
7.4.3	<i>Validierung der Versuchsanordnung</i>	161
7.4.4	<i>Versuche an Platten mit geklebter Längsaussteifung</i>	164
7.4.5	<i>Untersuchung zusätzlicher Endverstärkungen</i>	173
7.4.6	<i>Zusammenfassung der Untersuchungen an ausgesteiften Beulfeldern</i>	179
7.5	Zusammenfassung	181
8	Anwendung geklebter Beulsteifen	182
8.1	Konstruktion und Bemessung geklebter Beulsteifen	182
8.2	Anwendungsbeispiel	183
8.2.1	<i>Ausgangssituation</i>	183
8.2.2	<i>Dimensionierung des Steifenquerschnitts</i>	184
8.2.3	<i>Beulnachweise</i>	184
8.2.4	<i>Nachweis der Klebschichttragfähigkeit</i>	190
9	Zusammenfassung und Ausblick	194
9.1	Zusammenfassung	194
9.2	Ausblick	195
10	Literaturverzeichnis	197
Anhang		
A1	Konzept der Parameterstudie zu Abs. 3.4.4	A-1
A2	Querkontraktionszahl wichtiger Kunststoffe	A-5
A3	Herleitung des analytischen Modells für SLJ nach Hart-Smith	A-6
A4	Vergleich des analytischen Spannungszustands am SLJ mit der FE	A-7
A5	analytische Modelle für diskontinuierlich verstärkte EFT	A-13
A6	Vergleich der Berechnungsmethoden für diskont. verstärkte EFT	A-25
A7	Vergleich des Ersatzbelastungsverfahrens mit der FE	A-28
A8	Versuchsstand Plattenbeulen	A-34
A9	Beulnachweise für 1350x900x4 mm Beulfeld	A-36

Formelzeichen und Abkürzungsverzeichnis

Abkürzungen

2K	Zweikomponenten
CF / CFK	Carbonfaser / Carbonfaser verstärkter Kunststoff
DLJ	Double Lap Joint (doppelt überlappte Klebung)
DLM	Deng, Lee und Moy
EFT	Einfeldträger
EP	Epoxidharz
FEA	Finite Element Analyse
FEM	Finite Element Methode
FOSTA	Forschungsvereinigung für Stahlanwendungen
FVK	Faserverstärkter Kunststoff
GMNIA	Geometrisch und materiell nichtlineare Analyse
GR	Goland-Reissner
GZG	Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit
GZT	Grenzzustand der Tragfähigkeit
MMA	Methylmethacrylat
PU	Polyurethan
SLJ	Single Lap Joint (einfach überlappte Klebung)
SPS	Sandwich Plate System
SSG	Structural Sealant Glazing
ST	Smith-Teng
Th.II.O.	Theorie II. Ordnung

Formelzeichen

f_y	N/mm ²	Fließgrenze
ε		Proportionalitätsfaktor
E	N/mm ²	Elastizitätsmodul
ν		Querdehnzahl / Querkontraktionszahl / Poissonzahl
G	N/mm ²	Schubmodul

N	kN	Normalkraft
M	kNm	Biegemoment
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	N/mm ²	Normalspannung
σ_t	N/mm ²	Zugspannung
σ_c	N/mm ²	Druckspannung
$\tau_{xz}, \tau_{xy}, \tau_{yz}$	N/mm ²	Schubspannung
$\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z$	%	Dehnung
γ		Schubgleitung
ψ		Randspannungsverhältnis
q_{dev}	N/mm	Abtriebskraft aus Beulaussteifung
a	mm	Beulfeldlänge / Randabstand der Längssteife
b	mm	Beulfeldbreite
b_{eff}	mm	Wirksame Breite
A_{eff}	mm ²	Wirksame Querschnittsfläche
W_{eff}	mm	Wirksames Widerstandsmoment
h_w	mm	Steghöhe
t	mm	Blechdicke
α		Seitenverhältnis a/b einer Platte
w_0	mm	Vorverformung
e	mm	Exzentrizität
γ_{sl}		Bezogene Steifigkeit der Längssteife
A_{sl}	mm ²	Querschnittsfläche der Längssteife mit angrenzendem Plattenstreifen
I_{sl}	mm ⁴	Flächenträgheitsmoment der Längssteife mit angrenzendem Plattenstreifen
i	mm	Trägheitsradius
σ_{cr}	N/mm ²	Kritische Normspannung
τ_{cr}	N/mm ²	Kritische Schubspannung
$\sigma_{cr,p}$	N/mm ²	Kritische Beulspannung

$\sigma_{cr,c}$	N/mm ²	Kritische Knickspannung
k_σ		Beulwert
$\bar{\lambda}_p$		Bezogene Plattenschlankheit
$\bar{\lambda}_w$		Bezogene Schlankheit der schubbeanspruchten Platte
α_{cr}		Kritischer Laststeigerungsfaktor
α_{ult}		Laststeigerungsfaktor zum Erreichen der Fließgrenze
$\alpha, \alpha_p, \alpha_e$		Imperfektionsbeiwert
ξ		Wichtungsfaktor knickstabähnliches Verhalten
ρ, ρ_p		Reduktionsfaktor für Plattenbeulen
χ_c		Reduktionsfaktor für knickstabähnliches Verhalten
ρ_c		Endgültiger Reduktionsfaktor für Beulnachweise
χ_w		Reduktionsfaktor für Schubbeulen
γ_{M1}		Teilsicherheitsbeiwert = 1,1
t_a	mm	Klebschichtdicke
t_F	mm	Fügeteildicke
$l_{\ddot{u}}$	mm	Überlappungslänge
E_a	N/mm ²	Elastizitätsmodul der Klebschicht
G_a	N/mm ²	Schubmodul der Klebschicht
σ^*	N/mm ²	Normalspannungszustand beim Bruch
τ^*	N/mm ²	Schubspannungszustand beim Bruch
R_σ	N/mm ²	Zugtragfähigkeit der Klebschicht
R_τ	N/mm ²	Schubtragfähigkeit der Klebschicht
\bar{X}		Mittelwert
σ		Standardabweichung
V_x	%	Varianz

Weitere Formelzeichen sind im Text definiert.

1 Einleitung

1.1 Ausgangssituation

Im Stahl- und Verbundbrückenbau sind im Vergleich zu anderen Bauweisen wirtschaftliche Konstruktionen nur mit Hilfe äußerst schlanker Konstruktionen möglich. Die schlanken Bauteile eines Brückenquerschnitts sind hohen Längs- und Querdruckbeanspruchungen im Bau- und Endzustand ausgesetzt. Zur Vermeidung eines vorzeitigen Stabilitätsversagens infolge lokalen Ausbeulens der schlanken Querschnittsteile werden Aussteifungen in Längs- und Querrichtung angeordnet, siehe Bild 1.1. Die wirtschaftliche Umsetzung von mit Längs- und Quersteifen versehenen Stahlquerschnitten, wurde erst durch die Fügetechnik Schweißen möglich.

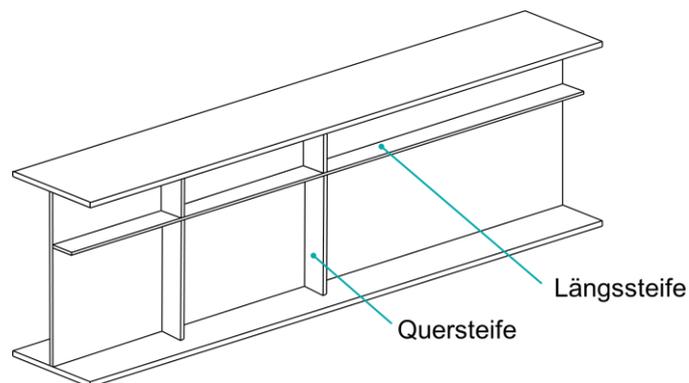


Bild 1.1: Unterschiedliche Anordnungen von Beulsteifen in Stahlquerschnitten

Die Fügetechnik Schweißen ist eine sehr wirtschaftliche Verbindungstechnik mit hervorragenden mechanischen Eigenschaften. Aufgrund des hohen Wärmeeintrags in die zu verbindenden Bauteile reduzieren jedoch Schweißverzug und eingebrachte Schweißspannungen den Widerstand gegen lokales Stabilitätsversagen. Zudem reduziert die infolge des Schweißens auftretende Kerbwirkung und Gefügeänderung im Stahl die Dauerhaftigkeit infolge dynamischer Beanspruchungen.

Ältere Bauwerke weisen aufgrund des zu Ihrer Bauzeit fehlenden Wissens über ein ermüdungsarmes Konstruieren sowie einer steigenden Verkehrsbelastung Defizite hinsichtlich der Tragfähigkeit schlanker Brückenquerschnitte und Ermüdungsschäden an Schweißnähten auf. Hierbei ist die Fügetechnik Schweißen aufgrund des Schweißverzugs, des Wärmeeintrags, der Gefügeänderung und Kerbwirkung nur bedingt zur Sanierung geeignet. Zum anderen liegen bei älteren Brückenbauwerken häufig nicht schweißgeeignete Stähle vor. [72]

Die Anwendung der aus der Industrie bekannten Fügetechnik Kleben im Stahlbau ermöglicht neue Konstruktionsweisen für den Stahl- und Verbundbrückenbau. Die Anwendung der Klebetechnik zur Befestigung von Aussteifungen in schlanken Querschnitten bringt zahlreiche Vorteile mit sich. Im Gegensatz zu Schweißverbindungen verursacht die Klebetechnik keine weiteren geometrischen und materiellen Imperfektionen sowie Gefügeänderungen und Materialkerben. Der Einsatz struktureller Klebungen im Stahlbau ist jedoch bislang nur wenig erforscht.

1.2 Zielsetzung

Die vorliegende Arbeit wendet die Fügetechnik Kleben auf Längsaussteifungen in beulgefährdeten Platten an. Hierbei stehen zum einen die Tragfähigkeit der Klebschicht sowie die Beulnachweise im Vordergrund.

Der Einsatz geklebter Beulsteifen erfordert Kenntnis über die Grundlagen und Hintergründe der Beulnachweise sowie über die Beanspruchungen der Steife infolge aussteifender Wirkung. Aus konstruktionstechnischer Sicht ist von einer diskontinuierlichen Anordnung der Steife zwischen den Quersteifen auszugehen, deren Auswirkung auf die Beulsicherheitsnachweise zu bewerten ist.

Die Tragfähigkeitsauslegung im Bauwesen greift im Gegensatz zur Industrie auf möglichst universell anwendbare Berechnungs- und Auslegungskriterien zurück. Die in der Industrie angewendete experimentelle Bauteilüberprüfung kann aufgrund der fehlenden Serienfertigung im Bauwesen nicht angewendet werden. Die Anwendung der Klebetechnik im Bauwesen sowie die Anwendung universeller Berechnungs- und Auslegungskriterien für die Klebschicht von Großbauteilen ist wenig erforscht. Die vorliegende Arbeit untersucht baurelevante Parameter für Klebschichten und ermöglicht die Auslegung einer Klebschicht anhand einer Anstrengungshypothese.

1.3 Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit behandelt die im Stahlbau weitestgehend noch unbekanntes Fügetechnik Kleben, dabei findet diese bereits in der Industrie sowie in gewissen Bereichen des Bauwesens Anwendung. In Kapitel 2 wird hierzu ein anwendungsorientierter Überblick zum Stand der Forschung und Technik des strukturellen Klebens gegeben.

Der Anwendungsfall der eingeklebten Beulsteife und die Fragestellungen zum Beanspruchungszustand in der Verbundfuge infolge Beulaussteifung sowie des Einflusses der diskontinuierlichen Anordnung der Steife erfordern in Kapitel 3 eine detaillierte Analyse des Beulphänomens. Die Querschnittsform sowie das Konstruktionsprinzip der geklebten Beulsteife wird in Kapitel 4 festgelegt.

In Kapitel 5 werden eingangs die Grundlagen von Stahlklebungen unter Berücksichtigung des aktuellen Stands der Forschung behandelt. Relevante Materialkennwerte werden erläutert und zugehörige Prüfnormen kommentiert. In dieser Arbeit werden zwei Klebstoffe mit unterschiedlichen Elastizitätseigenschaften auf Epoxidbasis untersucht. Es werden alle erforderlichen mechanischen Kennwerte an Polymer- und Verbundproben für Klebstoffdicken von 0,2 bis 4,0 mm ermittelt. Abschließend wird eine Anstrengungshypothese zum Nachweis kombinierter Beanspruchungszustände in der Klebschicht entwickelt.

In Kapitel 6 wird die Anstrengungshypothese auf Großbauteile angewendet. Die Konstruktion und Beanspruchungsart der untersuchten diskontinuierlich verstärkten Einfeldträger orientiert sich an der Klebschichtbeanspruchung infolge Beulaussteifung. Zu diesem Zweck wird ebenfalls ein analytisches Verfahren zur Bestimmung des Beanspruchungszustandes in der Klebschicht untersucht.

Der Einfluss von Klebschichtdicke, Elastizitätseigenschaften der Klebschicht, Randabstand der Längssteife, Querschnittsfläche der Steife und Imperfektionen auf die Klebschichtbeanspruchung infolge Beulaussteifung werden eingangs in Kapitel 7 untersucht. Das analytische Berechnungsverfahren zur Bestimmung der Klebschichtbeanspruchung wird auf längsausgesteifte Beulfelder mit Hilfe eines Ersatzbelastungsverfahrens erweitert. Zum Abschluss werden mit geklebten Längssteifen versehene Beulfelder in einer experimentellen Versuchsreihe überprüft und die Auswirkungen zusätzlicher Endverstärkungen der Längssteife auf die Klebschichtbeanspruchung untersucht.

In Kapitel 8 wird das Verfahren zur Konstruktion und Bemessung geklebter Beulsteifen schematisch zusammengefasst. In einem praxisnahen Anwendungsbeispiel werden die Erkenntnisse aus der Klebschichtbemessung, der Konstruktion geklebter Beulsteifen und dem Beulnachweis für geklebte Beulsteifen zusammengeführt.

Die wesentlichen Ergebnisse der vorliegenden Arbeit werden in Kapitel 9 zusammengefasst und bewertet. Es werden Anregungen und Fragestellungen für zukünftige Forschung zur Fügetechnik Kleben im Stahlbau gegeben.

Die in dieser Arbeit enthaltenen numerischen Berechnungen wurden auf Basis der Finite Element Methode mit Hilfe der Software ANSYS 2021 R1 durchgeführt. Da die Beanspruchungen in der Klebschicht im Vordergrund stehen, wurden für sämtliche Berechnungen Volumenelemente des Typs SOLID 186 eingesetzt. Die Diskretisierung der Klebschicht sieht über die Klebschichtdicke eine Teilung von mind. 4 Elementen vor und wird im Bedarfsfall verfeinert. Bereiche mit ausgeprägtem nichtlinearem Beanspruchungsverlauf wie beispielsweise die Klebschicht an den Steifenenden werden von der Klebschichtmitte ausgehend zunehmend feiner diskretisiert, sodass am Steifenende eine Elementlänge von max. 0,5 mm resultiert. Diese Elementierung wird ebenfalls auf die Grenzflächen übertragen.

2 Strukturelles Kleben

2.1 Strukturelles Kleben in der industriellen Fertigung

Der Anwendungsbereich von strukturellen Klebungen im industriellen Bereich ist breit gefächert. Unter kontrollierten Prozessbedingungen werden die unterschiedlichsten Materialien miteinander verbunden. Der Klebstoff nimmt neben der kraftschlüssigen Verbindung häufig zusätzlich eine dichtende Funktion ein.

Der Fügeprozess mittels Klebetechnik verändert die Werkstoffeigenschaften der Fügebauteile nicht und ermöglicht aufgrund der flächigen Kraftübertragung effiziente Konstruktionsweisen. Im Fahrzeugbau wird so der Leichtbau gestärkt und aerodynamische Effekte aus effizienten Konstruktionsweisen sind nutzbar. Eine Vielzahl von Elektronik Produkten sind ausschließlich mit Klebeverbindungen zusammengebaut [77]. Die nachfolgenden Anwendungsbeispiele stellen nur einen Auszug aus der breiten industriellen Anwendung struktureller Klebungen dar und sollen das Potential hochtragfähiger Klebeverbindungen verdeutlichen.

Strukturelle Klebeverbindungen wurden bereits in den 1940er Jahren für die Anwendung in der Luft- und Raumfahrttechnik erforscht. Im Vordergrund der ersten Untersuchungen von *de Bruyne* [49] und *Goland und Reissner* [75] standen sowohl die Bestimmung der mechanischen Eigenschaften einer Klebeverbindung als auch die Tragfähigkeitsauslegung von einfach überlappten Klebeverbindungen. In den Folgejahren wurde bereits ein Großteil der Rumpf- und Tragflächenstruktur von Flugzeugen mit Klebeverbindungen verbunden [44].

Im Kraftfahrzeug- und Schienenfahrzeugbau findet die Klebetechnik in hochindustrialisierten Fertigungsprozessen Anwendung, wie beispielsweise in Karosserieverbindungen sowie den Befestigungen von Ein- und Anbauteilen. Die Klebetechnik ermöglicht neben der flächigen Kraftübertragung einen perfekten Korrosionsschutz durch die zusätzliche Abdichtung von Kanten sowie Bördelverbindungen [111]. In der heutigen Automobilfertigung werden für ein Auto zwischen 15 und 18 kg Klebstoff verbraucht [132]. Im Schienenfahrzeugbau liegt mit der DIN 6701 [12] eine Standardisierung der Klebeverbindung in vier Teilen vor. Diese Norm enthält neben den Anforderungen an die Anwenderbetriebe einen Leitfaden zur Konstruktion und Nachweisführung der Klebeverbindungen sowie Vorgaben zur Fertigung und Qualitätssicherung.

Die breite Anwendung der Klebetechnik in der industriellen Fertigung wird durch die Serienfertigung, die industrialisierten Fertigungsprozesse sowie die kontrollierten Umgebungsbedingungen begünstigt. Die Tragfähigkeitsauslegung erfolgt entweder mit individuell angepassten Bemessungsmodellen oder durch experimentelle Überprüfung [80]. Diese Bemessungspraxis ist auf das Bauwesen aufgrund der Vielzahl variierender Parameter sowie der Einzelfertigung wirtschaftlich nicht übertragbar.

2.2 Strukturelles Kleben im Bauwesen

2.2.1 Kleben im Holzbau

Das Kleben von Holzbauteilen gehört zu den ältesten Klebeverbindungen. Bereits 1860 wurde am King Edward College in Southampton, Großbritannien das erste Holzbauwerk unter Verwendung von Klebeverbindungen gebaut. Die Biegesteifigkeit der Träger wurde durch die Verklebung einzelner Lamellen verbessert. [121]

Heutzutage sind Klebeverbindungen im Holzbau in einer Vielzahl von Produkten anzutreffen. Die Klebeverbindung ermöglicht nicht nur Verbindungen zwischen unterschiedlichen Bauteilen, sondern ermöglicht ebenfalls die Herstellung von Brettschichtholzträgern oder Brettsperrholzplatten.

Klebeverbindungen im Holzbau sind von den Klebeprodukten über die Konstruktion, Bemessung, Ausführung und Qualitätssicherung umfassend standardisiert. Ausgehend von DIN EN 1995-1-1 [24] zur Bemessung geklebter Holzbauteile sind die zu verwendenden Klebstoffe in DIN EN 301 [25] geregelt. Darüber hinaus sind geklebte Schichtholzprodukte in DIN EN 14080 [15] enthalten.

Klebung werden im Holzbau so konstruiert, dass diese reinen Schubbeanspruchungen ausgesetzt sind. In dieser Beanspruchungsrichtung werden Klebeverbindungen im Holzbau meist nicht nachgewiesen, da die Klebstoffe so eingestellt sind, dass ein Holzversagen vor dem Klebstoffversagen eintritt. Der Klebeverbund resultiert aus einer mechanischen Verankerung des Klebstoffes in den Holzporen, weshalb ausreichender Fügedruck während der Herstellung entscheidend für die Verbundfestigkeit ist. [107]

2.2.2 Kleben im Glasbau

Der Glasbau ist neben dem Holzbau das zweite große Anwendungsgebiet von Klebeverbindungen im Bauwesen. Eine häufig verwendete Glasklebung ist das Structural-Sealant-Glazing (SSG). Hierbei wird bei der Befestigung von Glasfassaden auf die außen angeordneten Glasleisten verzichtet. Stattdessen sind die Glasscheiben mit der Unterkonstruktion linienförmig verklebt. Das Eigengewicht der Scheiben wird über unterseitig verdeckt angeordnete Glashalter abgetragen. Auf die Klebung wirken nur kurzzeitige Einwirkungen, wie beispielsweise Wind. Neben der linienförmigen Verklebung werden die Glasscheiben zusätzlich mit lokalen mechanischen Sicherungen für den Versagensfall der Klebung gesichert. Mit der ETAG 002 [32] liegt eine europäische Leitlinie für die Konstruktion und Zulassung vor.

Weitere Anwendungsgebiete der Klebtechnik im Glasbau finden sich beispielsweise in der Aussteifung von Gebäudehüllen durch randverklebte Glasscheiben [140], Stahl-Glas Träger, bei denen schlanke Stahlflansche und Glasstege mittels geklebter Schubfugen zu einem I-Träger zusammengesetzt werden [37], sowie in geklebten Ganzglas-Rahmenecke und geklebten Punkthaltern [51]. Bei den eingesetzten Klebstoffen handelt es sich meist um hyperelastische Klebstoffe zum Ausgleich von Dehnungsdifferenzen zwischen der Unterkonstruktion und dem Glas.

2.2.3 Kleben im Stahlbau

Eine der ersten Anwendungen struktureller Klebungen im Stahlbau findet sich in den Anschlüssen einer Fachwerk-Rohrbrücke in Stahlbauweise über den Wesel-Datteln-Kanal in Marl, welche 1955 gebaut wurde. Der Anschluss ist an eine gleitfeste Laschenverbindung angelehnt, bei der die Kräfte über die Schubtragfähigkeit des Klebstoffes übertragen werden. Die zusätzlich angeordneten vorgespannten Schrauben vermeiden das Ausbilden von Querkzugbeanspruchungen in der Verbundfuge infolge Lastexzentrizitäten. In weiteren Bauwerken wurde die Vorspannung der Schrauben vergrößert, sodass die Schubtragfähigkeit bzw. der Gleitwiderstand der Verbindung erhöht wird. [65, 131]

Klebeverbindungen wurden ebenfalls in der Rheinbrücke Germersheim eingesetzt. Die Längsträgerstege des Fahrbahnblechs wurden im Bereich der Querträger mit einer Klebeverbindung gestoßen. Hierzu wurde der Spalt zwischen Kopfplatte des Längsträgers und Steg des Querträgers mit Klebstoff verfüllt. Zusätzlich wurden Schraubensicherungen angeordnet. Weitere Klebeverbindungen wurden zur Befestigung der Hohlkasten Fachwerkdigonalen eingesetzt. Die Endschotte dieser Diagonalen wurden eingeklebt. [114]

Im Stahlverbundbau wurden 1966 Betonfertigteilplatten auf Stahlträgern geklebt. Hintergrund ist der schnelle und wirtschaftliche Bau von Verbundbrücken durch die Erhöhung des Vorfertigungsgrades [98]. Weitere Entwicklungen und Untersuchungen zu geklebten Verbundfugen im Verbundbrückenbau sind in [60, 95, 129] enthalten.

Eine der neueren Themengebiete zu Klebeverbindungen im Stahlbau findet sich in geklebten Kreishohlprofilverbindungen, siehe Bild 2.1. Die konventionelle Anschlusstechnik mittels Schweißverbindung ist arbeitsintensiv und hinsichtlich der Ermüdungssicherheit ungünstig. Mit Hilfe der Klebeverbindung kann der Fertigungsaufwand in Knotenanschlüssen reduziert und die Ermüdungssicherheit gesteigert werden. Mehrere Forschungsvorhaben untersuchen den Einsatz im Stahlhochbau sowie für Offshore-Windenergieanlagen [40, 136]

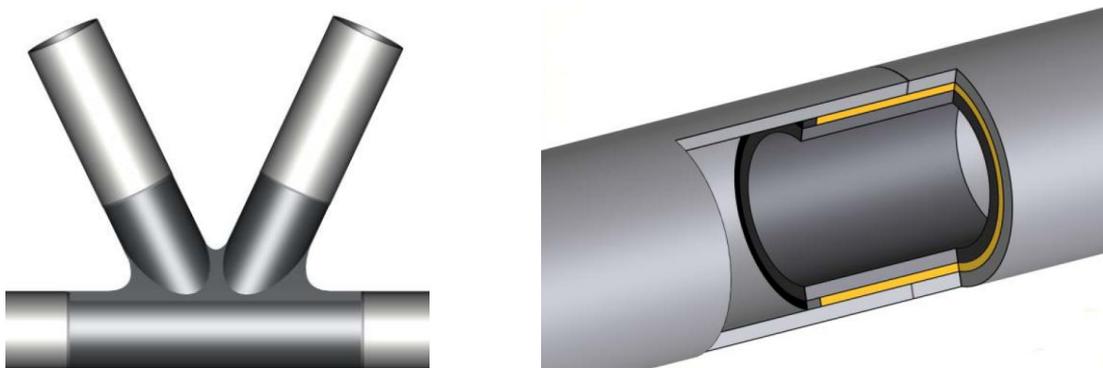


Bild 2.1: Konstruktion der geklebten Kreishohlprofilverbindung an einem Gussknoten [41]

In dem FOSTA Forschungsprojekt P654 [108] wurden geklebte Fahrbahnplatten aus Stahl untersucht. Die Fahrbahnplatten wurden nach dem Vorbild der D-Brücken entworfen und hinsichtlich des Tragverhaltens sowie der Fertigungsabläufe an Kleinteilproben sowie großmaßstäblichen Demonstratoren erforscht. Der innere Beanspruchungszustand der Klebschicht konnte mit Hilfe eines analytischen Ansatzes berechnet und mit einer FE-Berechnung verglichen werden. Ein Bemessungskonzept zur Tragfähigkeitsauslegung wurde nicht erarbeitet.

Die einzige baurechtlich anwendbare Klebeverbindung im Stahlbau findet sich im Fassadenbau. Zeitgleich zu den strukturellen Glasklebungen (SSG) wurden ebenfalls Klebeverbindungen zur Befestigung von Fassadenplatten entwickelt. In Deutschland erfolgte eine erste Zulassung bereits 1998 mit dem Sika Tack-Panel Klebsystem zur Befestigung von Fassadenplatten auf Unterkonstruktionsprofilen. Ähnlich zur ETAG 002 für geklebte Glasfassaden wurde 2003 in den Niederlanden mit der BRL 4101/7 [81] eine Richtlinie zur geklebten Befestigung von Fassadenplatten eingeführt. Mittlerweile liegen in Europa zahlreiche zugelassene Klebsysteme zur Befestigung von Fassadenplatten vor. Der Tragsicherheitsnachweis für die Klebeverbindung wird dabei auf Basis von Nennspannungen geführt.

Obwohl die Klebetechnik bereits früh im Stahlbau angewendet wurde, konnte sich diese bis auf die Fassadenklebungen nicht gegen die Schweißtechnik durchsetzen. Ursächlich ist die aufwändige Dimensionierung von Klebeverbindungen sowie das fehlende Wissen über Auswirkungen infolge von Zeiteffekten und Umwelteinflüssen.

2.3 Bauteilverstärkung mittels Klebetechnik

2.3.1 Bauteilverstärkung mittels Klebetechnik im Stahlbetonbau

Verstärkungen von Biegebauteilen aus Stahlbeton mittels aufgeklebter Stahllaschen werden seit den 1970er Jahren weltweit eingesetzt. Dabei werden Stahllaschen mit kalthärtenden Epoxidharzen auf die Bauteiloberfläche geklebt. In Deutschland liegt seit 1979 eine bauaufsichtliche Zulassung für aufgeklebte Stahllaschen vor. Bereits 1985 folgte eine Zulassung für aufgeklebte CFK-Lamellen und 1997 die Zulassung von aufgeklebten CF-Gelegen, siehe Bild 2.2. [115]

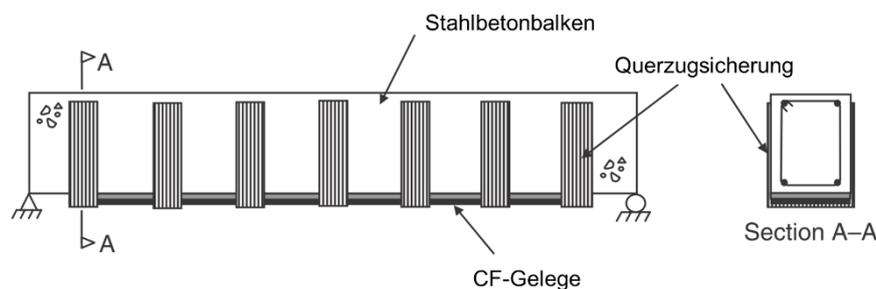


Bild 2.2: Bauteilverstärkung eines Stahlbetonbalkens mit CF-Gelegen [126]

In der Erforschung der aufgeklebten Verstärkungen des Stahlbetonbaus wurden zahlreiche Theorien zur Beschreibung der Wechselwirkung zwischen der Laschenbewehrung mit dem Beton sowie der Innenbewehrung aufgestellt. In der praktischen Anwendung finden sich jedoch ausschließlich Ingenieurmodelle, welche physikalisch begründet und durch Versuche abgesichert sind. Die angeklebte Lasche wird dabei als Zusatzbewehrung betrachtet, die an den Enden der Verstärkung eine ausreichende Verankerungslänge aufweisen muss. [115]

Bei den aufgeklebten Bauteilverstärkungen im Stahlbetonbau handelt es sich um diskontinuierlich angeordnete Verstärkungsquerschnitte, die aufgrund von Krümmungsdifferenzen zwischen den Querschnittsteilen zu Schälbeanspruchungen in der Klebschicht führen. Aus diesem Grund werden die Enden der aufgeklebten Laschen zur Vermeidung eines Querzugversagens der Klebschicht mechanisch in den Stahlbetonbalken verankert. Die hohe Zugfestigkeit von CFK-Lamellen ermöglicht darüber hinaus eine zusätzliche Vorspannung der Lamelle. [86]

2.3.2 Bauteilverstärkung mittels Klebetechnik im Stahlbau

Die gewonnenen Erkenntnisse aus dem Stahlbetonbau zu Klebeverstärkungen mittels Stahl- oder CFK-Laschen können nicht auf eine Stahlklebung übertragen werden, da das Klebschichtversagen im Betonbau eine untergeordnete Rolle spielt, sondern ein Abreißen der Betonoberfläche maßgebend ist. Im Stahlbau wird hingegen das Versagen der Klebschicht maßgebend. Obwohl eine Betonoberfläche hinsichtlich der Verbundeigenschaften wesentlich anspruchsvoller als eine Stahloberfläche ist, sind bisher nur wenige Untersuchungen an Bauteilverstärkungen mittels Klebetechnik im Stahlbau bekannt. Problematisch sind vor allem die großen Festigkeits- und Elastizitätsunterschiede zwischen Klebstoff und Stahl. [53]

Zur Klebeverstärkung von Stahlträgern mit Faserverstärkten Kunststoffen, siehe Bild 2.3, wurden zahlreiche Konstruktions- und Bemessungsrichtlinien entwickelt [52, 54, 105, 118]. Der Nachweis der Klebschicht wird dabei auf den Beanspruchungszustand einer Zugscherprobe bezogen, welcher neben den Schubspannungen einen geringen Anteil Schälspannungen aufweist.

Trotz zahlreicher Publikationen besteht keine breite Marktanwendung der Biegeverstärkung von Stahlbauteilen mittels aufgeklebter Laschen. Zum einen ist die erreichbare Tragfähigkeitssteigerung gering und zum anderen liegen stahlbautypische Tragfähigkeitsprobleme eher im Bereich der Stabilität und Anschlüsse vor.

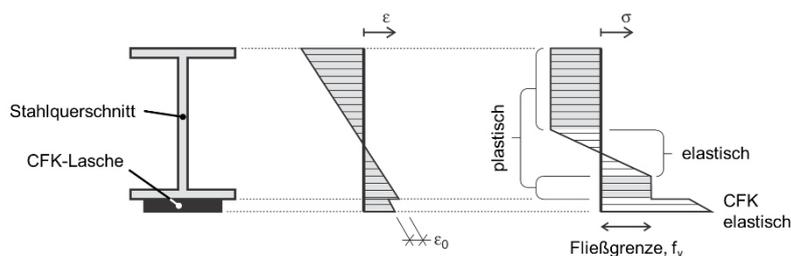


Bild 2.3: Spannungsverteilung an Bauteilverstärkung mittels geklebter CFK-Lasche [86]

Im Bereich der Verstärkung orthotroper Fahrbahnplatten liegen zwei klebetechnische Verfahren vor. Das Sandwich Plate System (SPS) besteht aus dem Deckblech sowie einer auf Abstand angeordneten Stahlplatte. Die entstehende Kavität wird mit einem Polyurethan verfüllt, sodass eine tragende Verbundkonstruktion entsteht. Die Ertüchtigung mittels SPS verbessert vor allem im lokalen Bereich die Tragfähigkeit durch die geänderte Lasteinleitung und Lastverteilung. Die SPS Technik wurde bereits erfolgreich an einigen Brückenbauwerken in Europa eingesetzt. Ein weiteres Verfahren ist das flächige Aufkleben von zusätzlichen Blechen auf dem vorhandenen Deckblech. Die Erhöhung der Biegesteifigkeit des Deckbleches führt wie bei dem SPS Verfahren zu einer lokalen Spannungsreduktion in der orthotropen Fahrbahnplatte. Dieses Verfahren wird seit über 15 Jahren erforscht. Zwischenergebnisse zu diesem Vorhaben oder Pilotprojekte sind nicht veröffentlicht. [125]

Ein laufendes Forschungsvorhaben untersucht die Ertüchtigung von Ermüdungsschäden durch den Einsatz aufgeklebter Pflaster. Mit dieser Maßnahme kann die Weiterentwicklung von vorhandenen Rissen in dynamisch beanspruchten Bauwerken beschränkt werden. [36]

Von *Ulger et al.* [135] wurden GFK-Profile als Quersteifen in Stahlträgerstege zur Vermeidung von Schubbeulen eingeklebt. Ein ähnliches Verfahren wurde von *Al-Azzawi* [39] zur Vermeidung von Schubbeulen durch das Aufkleben von GFK-Wellprofilen in den Steg untersucht. In beiden Fällen konnte die Wirksamkeit durch Versuche bestätigt werden, s.a. Bild 2.4.

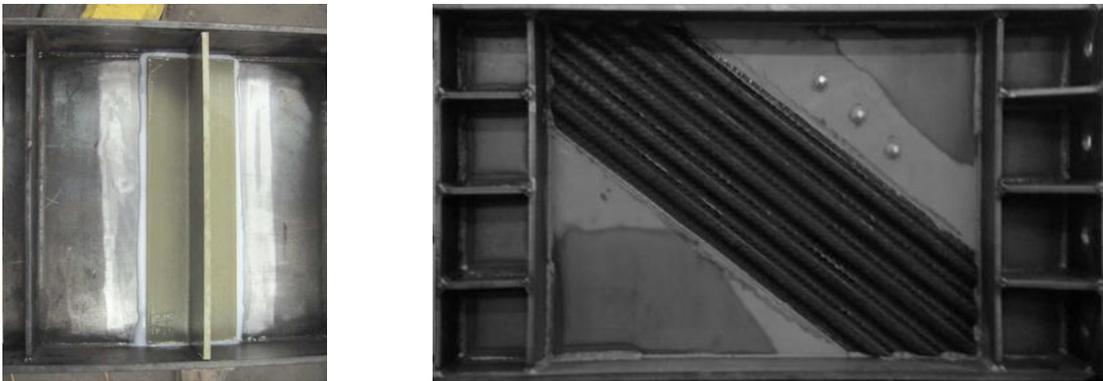


Bild 2.4: Geklebte Quersteifen nach Ulger [134] (links) sowie Al-Azzawi [39] (rechts)

Die zahlreichen Forschungsprojekte zeigen das Potential einer Stahlklebung für den Hoch- und Brückenbau hinsichtlich der Tragfähigkeit und Ermüdungsfestigkeit auf. In vielen der Projekte fehlt jedoch ein allgemeingültiger Bemessungsansatz zur Tragfähigkeitsauslegung der Klebschicht, was die breite Marktanwendung der Klebetechnik behindert. Die baurechtliche Zulassung von Stahlklebungen im Fassadenbau macht deutlich, dass eine breite Marktanwendung mit einem einfachen Bemessungskonzept möglich wäre.

3 Beulen längsausgesteifter Platten

3.1 Beultheorie und Tragverhalten

3.1.1 Allgemeines

Die Festigkeits- und Elastizitätslehre ermöglicht die Beschreibung der elastischen bzw. elastisch-plastischen Verformung eines Bauteils. Im einfachsten Fall kann dieses Verhalten mit Hilfe eines linear-elastischen Werkstoffmodells nach dem Hooke'schen Gesetz und einem Ebenbleiben der Querschnitte beschrieben werden. Diese Definition trifft nicht mehr zu, wenn:

- die Fließgrenze des Querschnittes überschritten wird und plastische Tragfähigkeitsreserven genutzt werden.
- es infolge von Ausbeulen unter Annahme einer linearen Dehnungsverteilung zu einer Spannungsumlagerung in nicht ausgebeulte Querschnittsteile kommt.
- die nichtlineare Dehnungsverteilung in der Platte infolge Schubverformung zu einer nichtlinearen Spannungsverteilung (Schubverzerrung) führt.

Die in Bild 3.1 angegebenen kritischen Lasten weisen anschaulich den Zusammenhang zwischen dem Stabilitätsproblem des Ausknickens (Fall a) sowie dem Platten- und Schalenbeulen (Fall b und c) auf. Wird der knickgefährdete streifenförmige Stab aus Fall a zu einem Quader gefaltet, ergeben sich allseitig gelagerte Platten (Fall b). Die mehraxiale Aufspannung steigert die Traglast bis zum Ausweichen aus der Belastungsebene, dem sogenannten Plattenbeulen. Eine weitere Laststeigerung kann mit einem räumlichen Schalenquerschnitt erreicht werden. Der Fall c zeigt ein räumliches Ausweichen aus der Belastungsebene, welches Schalenbeulen genannt wird.

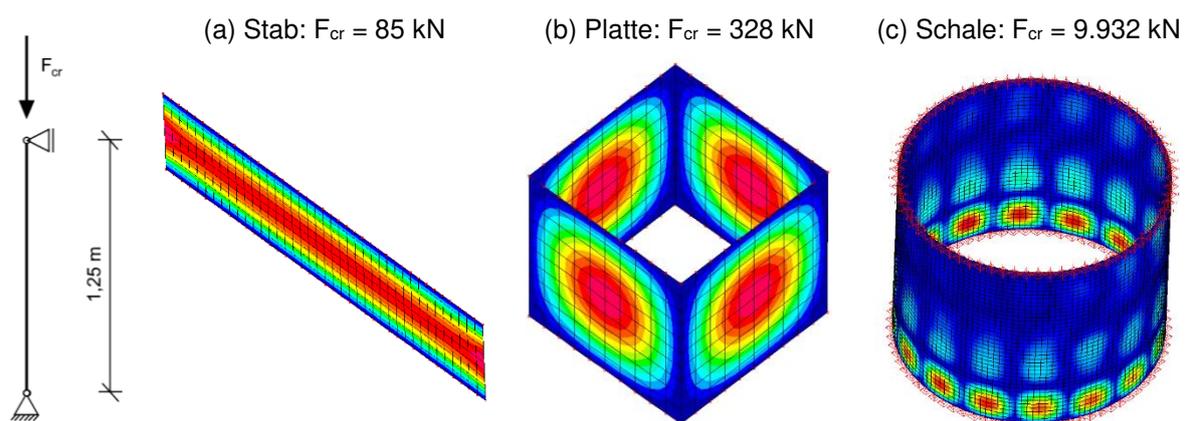


Bild 3.1: Tragstrukturen aus dünnem Stahlblech unter Druckbeanspruchung

Das nach Erreichen der Streckgrenze f_y vorliegende Fließplateau des Baustahls ermöglicht die Aktivierung der plastischen Tragreserve durch Spannungsumlagerung.

Die Nutzbarkeit der plastischen Tragreserve, hängt von der Rotations- bzw. Stauchungskapazität des beanspruchten Querschnittes ab. Desto geringer die Rotations- bzw. Stauchungskapazität eines Querschnittes ist, desto höher ist die Gefahr eines lokalen Ausweichens des Querschnittes in Form lokalen Beulens. Liegen dünnwandige Querschnitte vor, reicht die vorhandene Rotationskapazität meist nicht aus, um die elastische Tragfähigkeit zu erreichen. Dadurch beulen gedrückte Querschnittsteile bereits vor Erreichen der plastischen Grenzdehnung an der höchstbeanspruchten Randfaser aus.

Die in DIN EN 1993-1-1 [20] enthaltene Einteilung der Querschnitte in Querschnittsklassen schafft durch Festlegung eines Blechhöhen zu Dickenverhältnisses c/t , eine einfache Abgrenzung zwischen Querschnitten mit und ohne plastischer Tragfähigkeitsreserve.

Der Eurocode 3 definiert folgende vier Querschnittsklassen, s.a. Bild 3.2.:

- Querschnittsklasse 1 (QKL 1)
Plastische Momententragfähigkeit und Ausbildung plastischer Gelenke mit ausreichender Rotationskapazität für Schnittgrößenumlagerung.
- Querschnittsklasse 2 (QKL 2)
Elastisch-Plastische Momententragfähigkeit ohne ausreichender Rotationskapazität für Schnittgrößenumlagerung.
- Querschnittsklasse 3 (QKL 3)
Elastische Momententragfähigkeit durch Erreichen der Streckgrenze in den Randfasern des Querschnitts. Wegen örtlichem Beulen können keine plastischen Reserven genutzt werden.
- Querschnittsklasse 4 (QKL 4)
Örtliches Beulen tritt vor Erreichen der Streckgrenze in der Randfaser auf.

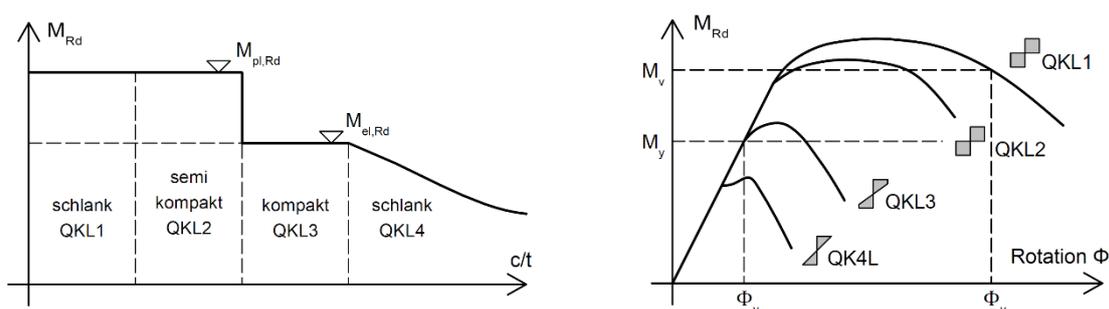


Bild 3.2: Momententragfähigkeit gem. den QKL nach DIN EN 1993-1-1 in Abhängigkeit vom c/t -Verhältnis (links) und der Querschnittsrotation (rechts) [61]

Die Querschnittsklassifizierung zielt auf die geeignete Auswahl einer Bemessungsmethode von auf Druck- und/oder Biegung beanspruchten Bauteilen ab. Dabei wird von konstanten Blechdicken über die Betrachtungsebene ausgegangen. Der negative Einfluss lokaler Querdruckbeanspruchung und Schubbeulen wird nicht berücksichtigt und ist gesondert zu betrachten.

Jeder Querschnitt weist theoretisch eine kritische Spannung bzw. Stauchung auf, ab welcher Querschnittsteile ausbeulen können. Gedrungene Querschnitte erreichen jedoch die Fließdehnung vor der kritischen Stauchung. Schlank dünne Querschnitte überschreiten hingegen die kritische Stauchung bzw. Beulspannung σ_{cr} an der höchstbelasteten Randfaser vor Erreichen der Fließspannung f_y , siehe Bild 3.3.

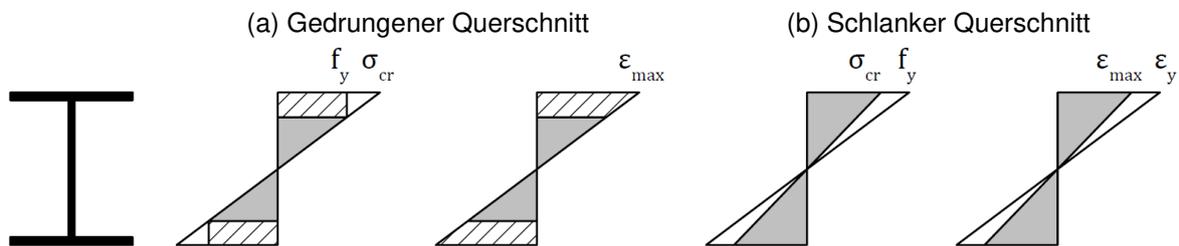


Bild 3.3: Spannungen und Dehnungen an gedrunenen und schlanken Querschnitten

Die Zuordnung der Querschnittsklassen findet sich in den meisten Bemessungsnormen (DIN EN 1993, DIN 18800, SIA 263, SNiP II-23-81, BS 5950 oder AISC-360) in ähnlicher Form wieder. Dabei basiert der Übergang von Querschnittsklasse 3 zu 4 bei allen Bemessungsnormen auf der kritischen Plattenbeulspannung bzw. Verzweigungsspannung σ_{cr} gem. Gl. (3.1).

$$\sigma_{cr} = k_{\sigma} \cdot \frac{\pi^2 E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (3.1)$$

Die Querschnittstragfähigkeit eines Klasse 4-Querschnitts ergibt sich aus den effektiven Querschnittswerten, welche mit Hilfe der wirksamen Breiten ermittelt werden. Die wirksamen Breiten schließen den ausgebeulten Querschnittsteil mit Hilfe des Reduktionsfaktors ρ gem. Gl. (3.2) und (3.3) aus. Die Reduktion des Querschnittes wird erst ab einer in den Bemessungsnormen festgelegten Grenzschlankheit wirksam und definiert sich nach DIN EN 1993-1-5 [21], wie folgt:

$$\rho = 1,0 \quad \text{für } \bar{\lambda}_p \leq 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi} \quad (3.2)$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055 \cdot (3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \quad \text{für } \bar{\lambda}_p > 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi} \quad (3.3)$$

$$\text{mit } \bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{b/t}{28,4 \cdot \epsilon \cdot \sqrt{k_{\sigma}}}$$

Der Übergang von Querschnittsklasse 3 zu 4 findet demnach erst bei Überschreiten der Grenzschlankheit λ_p statt. Durch Auflösen der o.g. Gleichung nach b/t bzw. c/t und Einsetzen des Beulwertes k_{σ} ergeben sich die zur Querschnittsklassifizierung bekannten c/t -Verhältnisse für druckbeanspruchte Querschnittsteile.

Die Querschnittsklasse 3 ist für beidseitig gestützte Querschnittsteile unter reiner Biegung eingehalten, wenn die Bedingung in Gl. (3.4) erfüllt ist:

$$c/t \leq 121,45 \quad \text{mit} \quad k_{\sigma} = 23,9 \quad (3.4)$$

$$c/t \leq 121 \text{ prEN 1993-1-1:2020 [34]} \quad c/t < 124 \text{ DIN EN 1993-1-1:2010-12 [20]}$$

Unter reiner Druckbeanspruchung des beidseitig gestützten Querschnittsteils gilt die Querschnittsklasse 3, wenn die Bedingung gem. Gl. (3.5) erfüllt ist:

$$c/t \leq 38,23 \quad \text{mit} \quad k_{\sigma} = 4,0 \quad (3.5)$$

$$c/t \leq 38 \text{ prEN 1993-1-1:2020 [34]} \quad c/t < 42 \text{ DIN EN 1993-1-1:2010-12 [20]}$$

In der Fassung des Eurocode 3 von 2010 liegt in der Definition der Querschnittsklasse ein Fehler vor. Die Grenze zur Querschnittsklasse 3 wird überschätzt. Im Rahmen der Überarbeitung der Eurocode 3 wurde dieser Fehler korrigiert [34].

In anderen Bemessungsnormen ergeben sich teils abweichende Grenzbedingungen zur Definition kompakter, semi-kompakter und schlanker Querschnitte. Dies ist auf eine abweichende Beulabminderungskurve, einen abweichenden E-Modul oder andere Randbedingungen zur Bestimmung des Beulwertes k_{σ} , wie z.B. einer Teileinspannung des Steges in die Flansche, zurückzuführen. [104]

3.1.2 Lineare Beultheorie

Die linearisierte Beultheorie beschreibt die Verzweigungsspannung bzw. kritische Beulspannung σ_{cr} . Ein Überschreiten der kritischen Beulspannung σ_{cr} führt zu einem sofortigen Beulen aus der Plattenebene. Bei ausreichender Lagerung der Längsränder verbleibt auch der ausgebeulte Zustand stabil, sodass eine weitere Laststeigerung möglich ist. In diesem Fall nimmt die Beanspruchung des ausgebeulten Bereichs ab und konzentriert sich auf die Plattenränder. Die Geometrie weist eine Vorverformung w_0 auf, sodass der Übergang in das Nachbeulverhalten fließend erfolgt. Die Beanspruchung kann unter elastisch-plastischem Materialverhalten bis zu σ_{lim} gesteigert werden, siehe Bild 3.4.

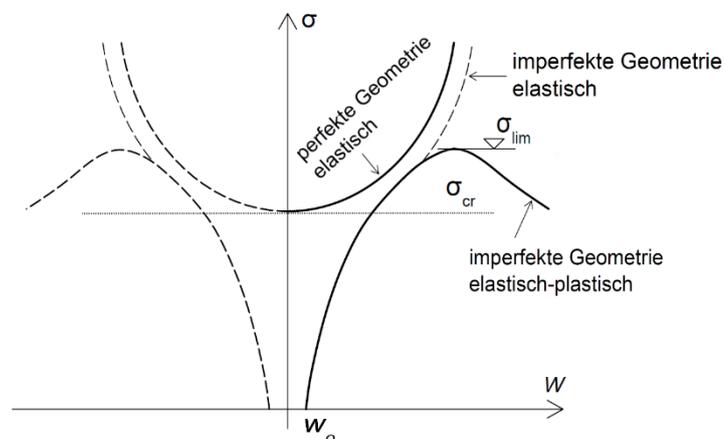


Bild 3.4: Verzweigungsspannung und überkritisches Tragverhalten bezogen auf die Verformung aus der Ebene w

Obwohl die kritische Beulspannung aufgrund der Annahme einer perfekten, ebenen Platte einen Sonderfall darstellt, ist die kritische Beulspannung eine wichtige Bezugsgröße bei der Beurteilung der Tragfähigkeit von schlanken Platten.

Die analytische Lösung des Verzweigungslastproblems kann durch Lösen der Differentialgleichung der Platte oder mit Hilfe des Energieerhaltungssatzes bestimmt werden. Dabei wird von einem Membranspannungszustand ohne Belastung orthogonal zur Plattenfläche ausgegangen. Es werden alle Verzerrungs- und Verschiebungsgrößen durch Verzicht auf quadratische Anteile linearisiert (lineare Beultheorie). Die am infinitesimalen Plattenelement hergeleitete Differentialgleichung der Platte wurde unter anderem von *Saint-Venant* [38] formuliert, siehe Gl. (3.6).

$$D \cdot \left(\frac{\partial w^4}{\partial x^4} + 2 \cdot \frac{\partial w^4}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial w^4}{\partial y^4} \right) + t \cdot \left(\sigma_x \cdot \frac{\partial w^2}{\partial x^2} + 2 \cdot \tau_{xy} \cdot \frac{\partial w^2}{\partial x \partial y} + \sigma_y \cdot \frac{\partial w^2}{\partial y^2} \right) = q_z(x, y) \quad (3.6)$$

$$\text{mit } D = \frac{E \cdot t^3}{12 \cdot (1 - \nu^2)}$$

$$q_z(x, y) = 0$$

Die Verformung aus der Ebene wird mit w bezeichnet und die quer zur Platte wirkende Flächenlast mit q_z . Die Plattengleichung ist für eine ebene Platte ohne Imperfektionen mit gleichen Steifigkeiten in beide Aufspanrichtungen und einem ideal elastischem Materialverhalten für kleine Verformungen gültig.

Das Verzweigungslastproblem kann unter Annahme einer gleichmäßig auf Längsdruck belasteten allseitig gelagerten Platte stark vereinfacht werden, siehe Bild 3.5 und Gl. (3.7).

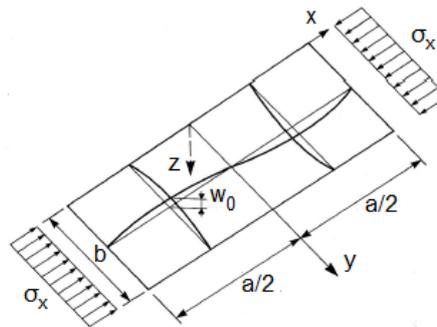


Bild 3.5: Allseitig gelagerte Platte unter Längsdruck

$$D \cdot \left(\frac{\partial w^4}{\partial x^4} + 2 \cdot \frac{\partial w^4}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial w^4}{\partial y^4} \right) + \bar{N} \cdot \frac{d^2 w}{dx^2} = 0 \quad (3.7)$$

$$\text{mit } \bar{N} = \sigma_x \cdot t$$

Als Lösung der Plattengleichung (Gl. (3.7)) kann die nachfolgende partielle Differentialgleichung (Gl. (3.8)) angenommen werden. Hierbei handelt es sich um eine erweiterte Grundgleichung der Knickverformung eines Pendelstabes, welche um eine weitere Sinushalbwelle in Querrichtung ergänzt wurde.

$$w(x, y) = A_{nm} \cdot \sin\left(m \cdot \frac{\pi x}{a}\right) \cdot \sin\left(n \cdot \frac{\pi y}{b}\right) \quad (m=1,2,3,\dots; n=1,2,3,\dots) \quad (3.8)$$

Diese angenäherte doppeltgekrümmte Plattenverformung erfüllt die Randbedingungen der allseitig gelenkigen Lagerung (Navier-Lagerung) mit $w = 0$ bei $x = 0$, $x = a$, $y = 0$ und $y = b$. Die Konstanten m und n der Fourierreihe stellen die Anzahl der sich einstellenden Sinushalbwellen in Längs- bzw. Querrichtung dar.

Durch Substituieren von Gl. (3.8) in Gl. (3.7) erhält man Gl. (3.9):

$$\left\{ D \left[\left(\frac{m\pi}{a} \right)^4 + 2 \left(\frac{m\pi}{a} \right)^2 \left(\frac{n\pi}{b} \right)^2 + \left(\frac{n\pi}{b} \right)^4 \right] - \bar{N} \left(\frac{m\pi}{a} \right)^2 \right\} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi y}{b} = 0 \quad (3.9)$$

$$\text{mit } \bar{N} = D \left(\frac{\pi a}{m} \right)^2 \left[\left(\frac{m}{a} \right)^2 + \left(\frac{n}{b} \right)^2 \right]^2$$

Die Kombination der beiden Konstanten m und n ist so zu wählen, dass \bar{N} minimal wird. Dies wird mit $n = 1$ erreicht, da sich nur eine Sinushalbwelle über die Plattenbreite einstellt.

Durch Umformen erhält man den bekannten Ausdruck für die kritische Beulspannung σ_{cr} gem. Gl. (3.10) mit dem dimensionslosen Parameter k_σ als Beulwert. Die Lösung dieses Beulproblems geht auf die Arbeit von *Bryan* [50] zurück:

$$\sigma_{cr} = k_\sigma \cdot \frac{\pi^2 D}{b^2 \cdot t} = k_\sigma \cdot \frac{\pi^2 E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (3.10)$$

$$\text{und } k_\sigma = \left(\frac{m \cdot b}{a} + \frac{a}{m \cdot b} \right)^2$$

Der Parameter m gibt die Anzahl Sinushalbwellen an, welche sich entsprechend dem Seitenverhältnis $\alpha = a/b$ über die Plattenlänge einstellen können. Durch Auftragen des Beulwertes k_σ in Abhängigkeit des Seitenverhältnisses α erhält man die in Bild 3.6 dargestellten Beulgeraden.

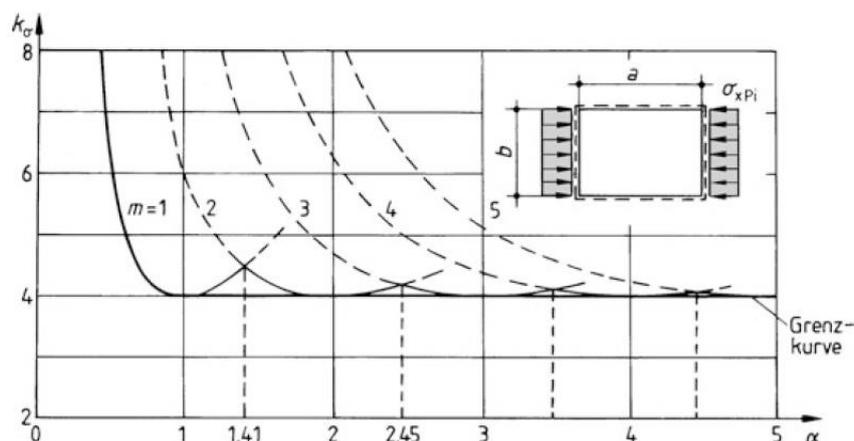


Bild 3.6: Beulwert k_σ für rechteckige Platten mit konstanten Randspannungen [103]

Bei Vernachlässigung der Quertragwirkung mit $\nu = 0$, entspricht die Bezugsspannung aus Gl. (3.10) der eulerschen Knickspannung eines Pendelstabes. Eine detaillierte Übersicht über die geschichtliche Entwicklung der Elastizitäts- und Stabilitätstheorie seit dem 17. Jahrhundert findet sich in [130].

Für andere Randbedingungen, z.B. eine inhomogene Steifigkeitsverteilung einer längsausgesteiften Platte, oder andere Beanspruchungen ergeben sich individuelle Beulwerte. Die am infinitesimalen Plattenelement hergeleitete Differentialgleichung kann nur in wenigen Sonderfällen gelöst werden, sodass Näherungsmethoden wie das Differenzverfahren oder die Energiemethode angewendet werden müssen.

3.1.3 Überkritisches Tragverhalten

Ein Beulfeld verbleibt im Gegensatz zu einem Druckstab nach Erreichen der kritischen Plattenbeulspannung σ_{cr} stabil, sodass eine weitere Laststeigerung möglich ist. Die Untersuchung dieses überkritischen Tragverhaltens bzw. des Nachbeulverhaltens erfordert die Anwendung der nichtlinearen Plattentheorie. Hierbei handelt es sich um eine Berechnung am verformten System nach der Elastizitätstheorie II. Ordnung.

Am Beispiel einer auf konstantem Druck beanspruchten Platte findet nach Erreichen der kritischen Beulspannung eine Umlagerung der Plattenspannung in Beanspruchungsrichtung von dem ausgebeulten mittleren Teil in den steiferen, nicht ausgebeulten Randbereich statt. Im verformten Mittelbereich der Platte entstehen quer zur Beanspruchungsrichtung ein Unterspannungseffekt in Form von Zugspannungen, welche zur Erfüllung des inneren Kräftegleichgewichts zu Druckspannungen in den Randbereichen führen, siehe Bild 3.7. Dieser Membranspannungszustand erlaubt die Aufnahme von Beanspruchungen oberhalb der kritischen Beulspannung.

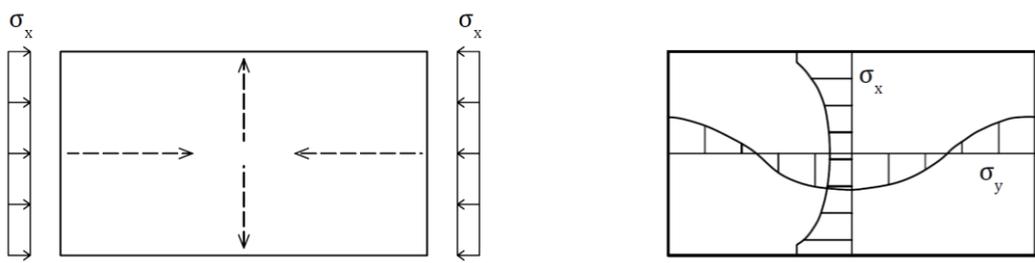


Bild 3.7: Unterspannungseffekt infolge Ausbeulen der allseitig gelagerten Platte (links), nichtlineare Spannungsverteilung im Nachbeulverhalten (rechts)

Aufgrund von Imperfektionen handelt es sich bei der Verzweigungsspannung nur um eine theoretische Größe. Das überkritische Beulen beginnt bereits vor Erreichen der kritischen Beulspannung. Mit zunehmender Belastung nähert sich die Lastverformungskurve asymptotisch der Verzweigungslast an, vgl. Bild 3.4.

Die nichtlineare Beultheorie berücksichtigt den Einfluss der Plattendurchbiegung auf den Membranspannungszustand. Der Gleichgewichtszustand wird mit Hilfe von zwei gekoppelten nichtlinearen Differentialgleichungen beschrieben, siehe hierzu die Formulierung nach *von Kármán* [93]. Aufgrund der Komplexität liegen zahlreiche Veröffentlichungen mit Näherungslösungen vor, da eine geschlossene Lösung nicht möglich ist.

3.1.4 Schubbeulen

Schlankke Platten können ebenfalls unter Schubbeanspruchung auf Beulen versagen. Aus der umlaufenden Schubbeanspruchung resultieren auf der Schubdiagonalen Zugspannungen und dazu senkrecht gerichtete Druckspannungen. Überschreiten diese aus der Schubbeanspruchung resultierenden Druckspannungen die Plattenbeanspruchbarkeit, versagt die Platte in Form diagonal verlaufender lokaler Beulen, vgl. Bild 3.8.

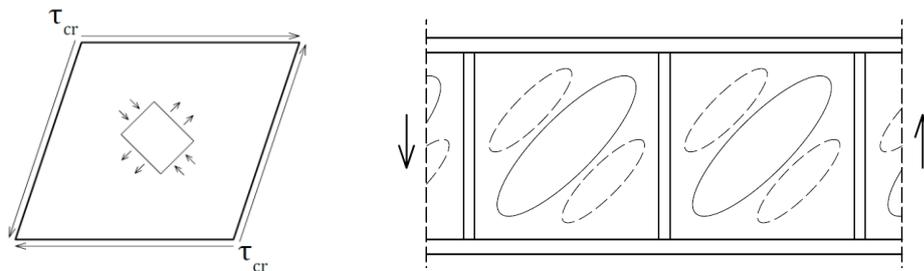


Bild 3.8: Zugfeldwirkung infolge Schubbeanspruchung

3.1.5 Entwicklung baupraktischer Plattenbeulnachweise

Nachweise von Platten im überkritischen Bereich fanden in der Luftfahrzeugindustrie bereits im frühen 20. Jahrhundert Anwendung. In Deutschland wurden erst 1952 mit der DIN 4114 [11] ein Beulnachweis für Stegbleche vollwandiger Träger für das Bauwesen eingeführt. Dabei wurde der Nachweis gegen die kritische Beulspannung ohne Berücksichtigung überkritischen Verhaltens geführt. Erst durch Einführung der DASt-Ri 012 [7], DIN 18800-2 [9] und DIN 18800-3 [10] sowie der DASt-Ri 016 [8] wurde dies geändert.

Die moderne Stahlbaunormung unterscheidet grundsätzlich zwischen den Nachweismodellen der wirksamen Querschnitte und der reduzierten Spannungen. Dabei wird für beide Verfahren ein Reduktionsfaktor verwendet, welcher Einflüsse der imperfekten Platten berücksichtigt und sich auf eine bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}$ bezieht. Die bezogene bzw. relative Schlankheit $\bar{\lambda}$ ermöglicht eine einheitliche Beschreibung der Geometrie und Materialeigenschaften der betrachteten Platte, siehe Gl. (3.13), und setzt sich aus einer geometrischen $\lambda_{geom.}$ (Gl. (3.11)) und materiellen λ_{mat} Schlankheit (Gl. (3.12)) zusammen.

$$\lambda_{geom.} = \lambda_{Platte} = \pi \sqrt{\frac{E_d}{\sigma_{cr}}} \quad (3.11)$$

$$\lambda_{mat.} = \lambda_y = \pi \sqrt{\frac{E_d}{f_{y;d}}} \quad (3.12)$$

$$\bar{\lambda} = \lambda_{rel} = \frac{\lambda_{Platte}}{\lambda_y} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} \quad (3.13)$$

Nachfolgend wird die Entwicklung moderner Plattenbeulnachweise und der zugehörigen Beulabminderungskurven aufbauend auf Grundgleichungen nach der Euler-Hyperbel und von Kármán beschrieben.

Euler-Hyperbel

Die kritische Plattenbeulspannung nach der linearen Beultheorie aus Abs. 3.1.2 basiert auf den Überlegungen der sogenannten eulerschen Knickspannung eines Druckstabes. In der einfachsten Nachweisform einer ebenen Platte muss die einwirkende Beanspruchung geringer ausfallen als die kritische Plattenbeulspannung. Durch Einführen eines Reduktionsfaktors ρ kann die kritische Beulspannung in Funktion der Materialkonstante f_y ausgedrückt werden, siehe Gl. (3.14). Durch Umformen erhält man die bekannte Form des Reduktionsfaktors als Euler Hyperbel.

$$\sigma_{Ed} \leq \sigma_{cr} (\triangleq \rho \cdot f_y) \leftrightarrow \frac{\sigma_{Ed}}{\rho} \leq f_y \quad (3.14)$$

mit

$$\rho = \frac{\sigma_{cr}}{f_y} = \frac{1}{\lambda_{rel}^2}$$

Wirksame Breite nach von Kármán

Die gekoppelte nichtlineare partielle Differentialgleichung nach *von Kármán* ermöglicht die Beschreibung des überkritischen Tragverhaltens, welches sich durch ein Umlagern der Plattenspannung auf die steiferen Randbereiche auszeichnet. Die überkritische Tragreserve kann mit Hilfe der Anwendung von wirksamen Breiten, welche auf die Arbeiten von *von Kármán et al.* [94] zurück gehen, berücksichtigt werden. Bei dieser wirksamen Breite wird die nichtlineare reale Spannungsverteilung über die gesamte Plattenbreite durch zwei wirksame Plattenstreifen mit konstanter Spannung ersetzt.

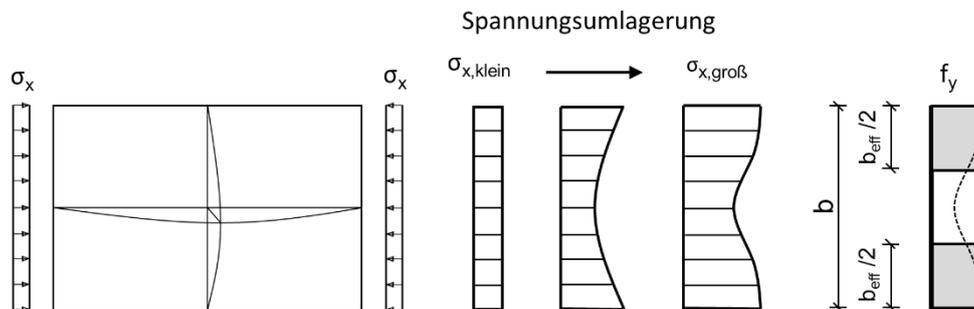


Bild 3.9: Methode der wirksamen Breite zur Berücksichtigung des überkritischen Tragverhaltens

Nach *von Kármán* ist die kritische Beulspannung äquivalent zu wirksamen Randstreifen, welche die Streckgrenze f_y erreichen, vgl. Bild 3.9. Diese Annahme ermöglicht die Herleitung des Abminderungsfaktor ρ , indem die kritische Beulspannung bezogen auf die brutto Beulfeldbreite b mit der wirksamen Breite b_{eff} und der Streckgrenze f_y gleichgesetzt wird, siehe Gl. (3.15) bis (3.18).

$$\sigma_{cr} = k_{\sigma} \cdot \frac{\pi^2 E}{12 \cdot (1 - \nu^2) \left(\frac{b}{t}\right)^2} \leftrightarrow f_y \left(\frac{b_{eff}}{t}\right)^2 = k_{\sigma} \cdot \frac{\pi^2 E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \quad (3.15)$$

$$f_y = k_\sigma \cdot \frac{\pi^2 E}{12 \cdot (1-\nu^2) \left(\frac{b_{eff}}{t}\right)^2} \leftrightarrow \sigma_{cr} \left(\frac{b}{t}\right)^2 = k_\sigma \cdot \frac{\pi^2 E}{12 \cdot (1-\nu^2)} \quad (3.16)$$

$$f_y \cdot b_{eff}^2 = \sigma_{cr} \cdot b^2 \leftrightarrow f_y \cdot (\rho \cdot b)^2 = \sigma_{cr} \cdot b^2 \quad (3.17)$$

mit

$$b_{eff} = \rho \cdot b$$

$$\Rightarrow \rho = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} = \frac{1}{\lambda_{rel}} \quad (3.18)$$

Die Methode nach *von Kármán* bezieht sich, wie die Eulerhyperbel, auf ebene Platten ohne Imperfektionen. Beide Methoden stellen somit eine erste Möglichkeit dar, die Sicherheit einer Platten gegenüber Beulen analytisch zu bewerten.

Geometrische und strukturelle Imperfektionen

Die kritische Beulspannung wird an perfekt ebenen, spannungsfreien Platten bestimmt. Reale Plattenbauteile weisen herstellungsbedingte Eigenspannungen auf und weichen von der ebenen Platte ab. Diese Abweichungen werden Imperfektionen genannt und stellen eine wesentliche Einflussgröße der reduzierten Tragfähigkeit beulgefährdeter Platten dar, siehe Tabelle 3.1.

Tabelle 3.1: Geometrische und strukturelle Imperfektionen

Geometrische Imperfektionen	Strukturelle Imperfektionen
Vorverformung Ungenaue Lasteinleitung Abweichungen in den Abmessungen	Eigenspannungen aus der Fertigung Inhomogenität des Werkstoffs

Geometrische Imperfektionen setzen sich aus der Vorverformung der Bauteile, einer ungenauen Lasteinleitung oder Abweichungen der Abmessungen zusammen. Im Stahlbau weisen Bauteile bereits von Werk aus eine Vorkrümmung auf, welche je nach Herstellungsverfahren zusätzlich vergrößert wird. Das Maß der geometrischen Imperfektionen ist durch Anforderungen an die Herstellungstoleranzen, siehe DIN EN 1090-2 [13], begrenzt.

Strukturelle Imperfektionen umfassen Eigenspannungen aus der Fertigung oder Inhomogenitäten des Werkstoffes. Eigenspannungen können bereits ab Werk durch ein ungleichmäßiges Abkühlen im Walzprozess auftreten oder durch Wärmeeintragung infolge Schweißen in das Bauteil eingebracht werden. Der Themenbereich der strukturellen Imperfektionen weist weiterhin zahlreiche Forschungsfragen auf. Eine Empfehlung zur Größenordnung sowie Verteilung der Eigenspannungen aus Umformungs- oder Schweißprozessen wird vom European Convention for Constructional Steelwork (ECCS) ausgegeben. Die ECCS trifft auf der sicheren Seite liegende Annahmen der Eigenspannungsverteilung für zusammengesetzte Querschnitte aus verschweißten Platten, vgl. Bild 3.10. [68]

Die Bemessungsnormen fassen die geometrischen und strukturellen Imperfektionen für die Tragsicherheitsnachweise als Ersatzimperfektionen zusammen. Bei den geometrischen Ersatzimperfektionen handelt es sich um schlimmstmögliche Vorverformungen, die zu der geringsten Traglast führen und von der Bauteilgestaltung abhängen, s.a. europäische Knickspannungslinien.

Alternativ zu den geometrischen Ersatzimperfektionen können realistische Vorverformungen zusammen mit den Eigenspannungen in einer geometrisch, materiellen, nichtlinearen Analyse mit Imperfektionen (GMNIA) angesetzt werden. Diese numerische Untersuchung führt meist zu höheren Traglasten, ist aber deutlich aufwendiger als der Ansatz geometrischer Ersatzimperfektionen.

Fertigungsbedingte Eigenspannungen, wie in Bild 3.10 dargestellt, haben auf die Tragfähigkeit schlanker Platten häufig geringen Einfluss. Aufgrund der meist großen Beulfeldbreiten, ist die aus den Schweißeigenspannungen resultierende Druckspannung gering. [68]

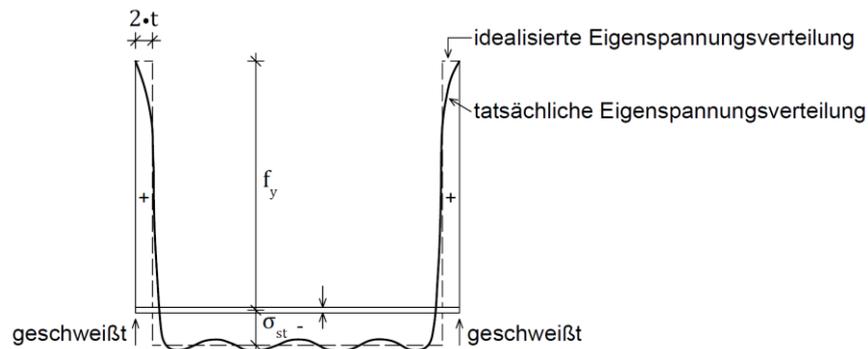


Bild 3.10: Verteilung der Eigenspannung von an den Rändern geschweißten Platten [68]

Beulabminderung nach Winter – Faulkner – Gérard - Johansson

Geometrische Imperfektionen können wie für stabförmige Druckglieder einen großen Einfluss auf die Tragfähigkeit haben. In [68] wurde der Einfluss unterschiedlicher geometrischer Imperfektionen auf die Traglast einer auf Druck beanspruchten Platte unter Berücksichtigung überkritischen Tragverhaltens untersucht, s.a. Bild 3.11.

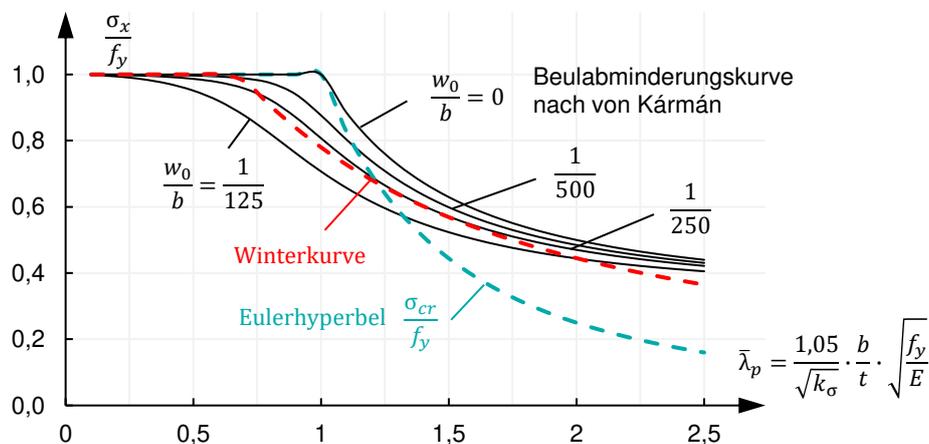


Bild 3.11: Maximale Tragfähigkeit einer auf Druck beanspruchten Platte in Abhängigkeit zunehmender Schlankheit und Vorverformung

Die Vorverformung w_0 hat gem. Bild 3.11 vor allem im Bereich der bezogenen Schlankheit von $2/3 < \bar{\lambda}_p < 1,5$ maßgeblichen Einfluss auf die Tragfähigkeit.

Der Imperfektionseinfluss auf das Beultragverhalten wurde aufbauend auf den wirksamen Breiten nach *von Kármán* durch zahlreiche modifizierte Beulabminderungskurven berücksichtigt. Die bekannteste Modifizierung der Beulabminderungskurve stammt von *George Winter*. Bei der sogenannten Winter-Kurve [141, 142] handelt es sich um eine semi-empirische Herleitung aus experimentellen Untersuchungen. Die Winterkurve findet breite Anwendung in zahlreichen Bemessungsnormen, wobei zunächst ein Koeffizient von 0,25 zur Berücksichtigung von Imperfektionen galt und später auf 0,22 korrigiert wurde, siehe Gl. (3.19) und (3.20).

$$\rho = \frac{b_{eff}}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} \left(1 - 0,22 \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} \right) \quad (3.19)$$

$$\rho = \frac{\lambda_{rel}^{-0,22}}{\lambda_{rel}^2} = \frac{1}{\lambda_p} \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) \quad \text{für } \bar{\lambda}_p > 0,67 \quad (3.20)$$

Neben der Winterkurve bestehen zahlreiche Weiterentwicklungen, welche sich auf neue Versuchsdaten und bessere Erkenntnisse über die geometrischen und strukturellen Imperfektionen stützen, siehe Gl. (3.21) bis (3.23) und Bild 3.12:

Faulkner [69, 70]

$$\rho = \frac{b_e}{b} = \frac{1,05}{\bar{\lambda}_p} \left(1 - \frac{0,26}{\bar{\lambda}_p} \right) \quad \text{für } \bar{\lambda}_p > 0,67 \quad (3.21)$$

Gerard [74]

$$\rho = \frac{b_e}{b} = \frac{0,82}{\bar{\lambda}_p^{0,85}} \quad (3.22)$$

Johansson [91]

$$\rho = \frac{b_e}{b} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \left(1 - \frac{0,1875}{\bar{\lambda}_p} \right) \quad \text{für } \bar{\lambda}_p > 0,75 \quad (3.23)$$

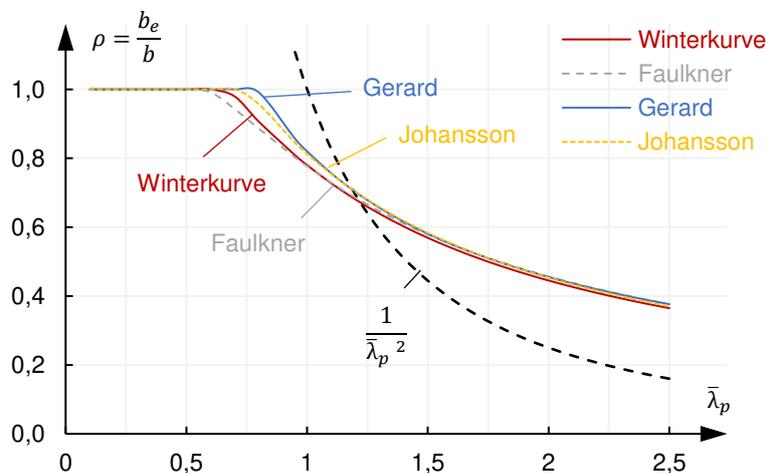


Bild 3.12: Modifizierte Beulabminderungskurven für konstanten Längsdruck

Plattenbeulen in der modernen Stahlbaubemessung

Die zuvor vorgestellte Winterkurve bildete die Grundlage für die Plattenbeanspruchbarkeit der nicht mehr gültigen DIN 18800-3 [10]. Die prinzipielle Vorgehensweise wurde erstmals in der DAST-Ri 012 [7] eingeführt und findet sich heute ebenfalls in den konsolidierten europäischen Bemessungsnormen, wie der DIN EN 1993-1-5 [21] wieder. Vor der Einführung der europäisch konsolidierten Bemessungsnormen fanden in Europa teils stark abweichende Regelwerke zur Bestimmung der Plattenbeanspruchbarkeit Anwendung.

In den Niederlanden galt vor Einführung der Eurocodes die NEN 6771 [33], welche nur im Bereich einer Plattenschlankheit von $1,291 < \bar{\lambda}_p < 2,5$ eine Berücksichtigung des überkritischen Nachbeulverhaltens ermöglichte. Dieses galt zudem nur bei Platten mit allseitig gelagerten Rändern. Selbst für durch Längssteifen gelagerte Ränder entfiel die Berücksichtigung des überkritischen Tragverhaltens.

Die DIN EN 1993-1-5 berücksichtigt mit der Winterkurve durchgängig überkritisches Nachbeulverhalten, sodass hohe Beanspruchbarkeiten ermöglicht werden. Speziell im Brückenbau kann diese hohe Beanspruchung jedoch zu ermüdungskritischen Details führen, welche nicht durch den Kerbfallkatalog nach DIN EN 1993-1-9 [22] erfasst werden. In sehr schlanken Stegblechen können Verformungen aus der Plattenebene entstehen, sodass bei Wechselbeanspruchung die Gurt-Steg-Verbindung hohen Ermüdungsbeanspruchungen ausgesetzt wird. Dieses Phänomen nennt sich Stegblechatmen und wird in der DIN EN 1993-2 [23] durch Begrenzen der Beanspruchungen auf die kritischen Beulspannung vermieden. Der Nachweis gegen Stegblechatmen führt demnach wieder auf die Euler-Hyperbel zurück, vgl. Bild 3.13.

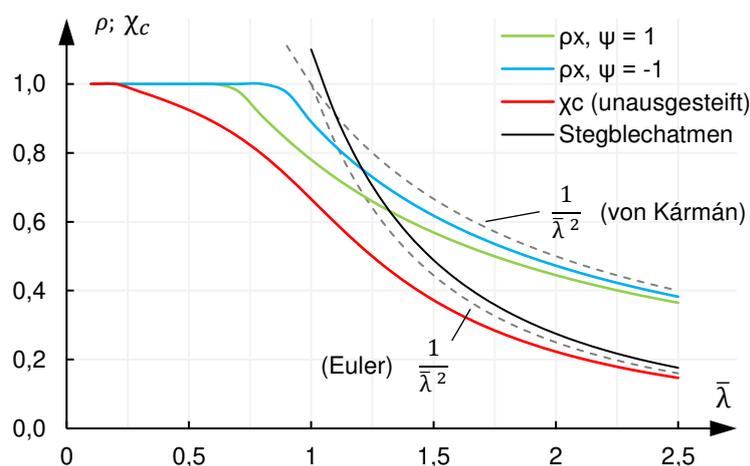


Bild 3.13: Abminderungskurven nach DIN EN 1993-1-5 für Plattenbeulen, knickstabähnliches Verhalten und Stegblechatmen einer längsdruckbeanspruchten Platte

Platten mit geringem Seitenverhältnis oder in Beanspruchungsrichtung versteifte Platten können aufgrund des Seitenverhältnisses oder der inhomogenen Steifigkeitsverteilung nicht mehr von der allseitigen Lagerung profitieren. Die

Lastabtragung erfolgt vorrangig einachsig und kann keinen oder nur einen geringen Anteil der überkritischen Tragreserve aktivieren. Dieses Verhalten wird knickstabähnliches Verhalten genannt und ist seit der DAST-Ri 012 in der deutschen Stahlbaunormung verankert.

Das knickstabähnliche Verhalten wird mit Hilfe des Abminderungsbeiwertes χ_c anstatt des Beulabminderungsbeiwerts ρ berücksichtigt. Die Tragfähigkeitsabminderung aus knickstabähnlichem Verhalten erfolgt nach dem Prinzip des Biegeknickens für stabförmige Bauteile entsprechend einer geeigneten Knickspannungslinie, siehe Bild 3.13. Mit der Einführung der DIN EN 1993-1-5 gilt zudem eine Interpolationsfunktion zwischen plattenartigem- und knickstabähnlichen Verhalten.

Schlankheit schubbeanspruchter Platten

Die bezogene Schlankheit der schubbeanspruchten Platte $\bar{\lambda}_p$ kann wie bei längsdruckbeanspruchten Platten betrachtet werden. Die Plattenschlankheit wird aufgrund der Schubbeanspruchung nicht auf die Streckgrenze f_y bezogen, sondern auf die Streckgrenze für Schubbeanspruchung $f_y/\sqrt{3}$, siehe Gl. (3.24), welche aus der Vergleichsspannungshypothese resultiert.

$$\bar{\lambda}_p = \bar{\lambda}_w = \sqrt{\frac{f_y}{\sqrt{3} \cdot \tau_{cr}}} = 0,78 \cdot \sqrt{\frac{f_y}{\tau_{cr}}} \quad (3.24)$$

Schubbeanspruchte Platten weisen wie längsbeanspruchte Platten ein überkritisches Nachbeulverhalten auf. Die im Schubfeld diagonal verlaufenden Hauptzugspannungen wachsen bei Laststeigerung deutlich schneller als die Hauptdruckspannungen an, sodass sich eine Zugfeldwirkung einstellt. Die überkritische Traglast auf Schub kann ein Vielfaches der kritischen Schubspannung betragen. Die überkritische Tragreserve unter Schubbeanspruchung kann jedoch nur bei hoher Plattenschlankheit aktiviert werden, sofern sich eine Zugfeldwirkung zweifelsfrei einstellen kann.

Die Beulabminderungskurven nach der linearen Plattentheorie zur Bemessung schlanker Platten können den positiven Effekt der Zugfeldwirkung nicht erfassen. Die Beulabminderungskurven für Längsbeanspruchung müssen aus diesem Grund an das versuchstechnisch ermittelte Schubbeulverhalten angepasst werden. Können hingegen die Zugkräfte aus der Zugfeldwirkung nicht zweifelsfrei im Endauflager verankert werden, muss auf die für das Schubbeulen konservative theoretisch hergeleitete Beulabminderungskurve zurückgegriffen werden.

3.2 Nachweis gegen Plattenbeulen nach DIN EN 1993-1-5

3.2.1 Allgemeines

Die DIN EN 1993-1-5 [21] unterscheidet zwei Methoden zur Bestimmung der Plattentragfähigkeit beulgefährdeter Bauteile:

- Methode der wirksamen Breiten
- Methode der reduzierten Spannungen

Sowohl die Methode der wirksamen Breiten als auch die Methode der reduzierten Spannungen wenden die Beulkurven nach Winter an, welche sämtliche geometrischen und strukturellen Imperfektionen berücksichtigen.

Die Methode der wirksamen Breiten verwendet die nach *von Kármán* angedachten, reduzierten Flächen bzw. wirksamen Breiten und führt bei auf konstantem Längsdruck beanspruchten Platten zu identischen Ergebnisse wie nach der Methode der reduzierten Spannungen. Erst bei auf Biegung beanspruchten Bauteilen, welche aus mehreren Einzelfeldern bestehen, kann mit der Methode der wirksamen Breiten eine höhere Bauteiltragfähigkeit erzielt werden.

Die Methode der reduzierten Spannungen begrenzt die einwirkenden Spannungen in einer Vergleichsspannungshypothese. Für das betrachtete Beulfeld wird unter Berücksichtigung aller wirkenden Spannungskomponenten ein Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p$ für das gesamte Beulfeld ermittelt. Dieser gemeinsame Schlankheitsgrad wird anschließend zur Bestimmung der Abminderungsfaktoren zur Begrenzung der einwirkenden Spannungen genutzt. Die Betrachtung des gesamten Beulfeldes ermöglicht die Berücksichtigung komplexer mehraxialer Spannungszustände. Aufgrund der elastischen Spannungsverteilung können Umlagerungseffekte in andere Bereiche mit Tragfähigkeitsreserven nicht berücksichtigt werden. Die Tragfähigkeit des gesamten Bauteils ist von dem schwächsten Querschnittsteil abhängig.

Der größte Vorteil der Methode wirksamer Breiten gegenüber der Methode reduzierter Spannungen liegt in der getrennten Untersuchung der Einflüsse einzelner Beanspruchungskomponenten. Innerhalb eines Beulfeldes können so in unterschiedlichen Schnitten Nachweise mit den tatsächlich lokal vorherrschenden Beanspruchungen geführt werden. Wird eine Kombination mehrerer Beanspruchungsarten notwendig, kann eine Interaktion angewendet werden.

Der deutsche nationale Anhang zu DIN EN 1993-2 beschränkt die zulässigen Nachweismethoden für Brückenbauwerke auf die Methode der reduzierten Spannungen. In anderen europäischen Staaten kann hingegen ebenfalls die Methode der wirksamen Breiten im Brückenbau angewendet werden.

Neben den Beulnachweisen im GZT sind nach DIN EN 1993-2, Abs. 7.3 elastisches Verhalten und Stegblechatmen von schlanken Stegen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit zu beachten, sodass die Methode der wirksamen Breiten nicht zwingend zu wirtschaftlicheren Ergebnissen führt. Vor allem Nachweise gegen Ermüdungsversagen übertreffen die Ausnutzung der Plattenbeulnachweise häufig.

Die nachfolgend vorgestellten Beulnachweise entstammen der DIN EN 1993-1-5 [21] sowie dem Heft-B140 [99] des BAST (Bundesamt für Straßenwesen). Das Heft-B140 enthält zahlreiche Ergänzungen zur DIN EN 1993-1-5.

3.2.2 Methode der wirksamen Breiten

Die Methode der wirksamen Breite und die sich daraus ergebenden effektiven Querschnitte sind nicht mit der mittragenden Breite infolge Schubverzerrung zu verwechseln. Die Methode der wirksamen Breite beruht auf dem Prinzip der Reduzierung druckbeanspruchter Querschnittsteile, welche infolge Ausbeulen nicht vollständig wirksam sind, und wurde durch *von Kármán et al.* [94] hergeleitet.

Unter Längsbeanspruchung wird der ausbeulende Bereich in den Querschnittswerten nicht berücksichtigt, sodass der Querschnittsnachweis mit dem verbleibenden (wirksamen) Querschnitt geführt werden kann. Die Reduzierung der wirksamen Blechbreiten erfolgt unter Beachtung der einwirkenden Spannung und einem von der Schlankheit abhängigen Abminderungsfaktor ρ . Bei auf Biegung beanspruchten Blechen entsteht dabei aufgrund der Reduzierung des auf Druck beanspruchten Blechs ein unsymmetrischer Querschnitt. Wirkt zusätzlich eine Drucknormalkraft auf diesen Querschnitt, entsteht aufgrund der damit verbundenen Verschiebung der Schwerelinie e_N ein zusätzliches Moment ΔM_{Ed} , welches im Querschnittsnachweis zu berücksichtigen ist.

Die wirksame Querschnittsfläche A_{eff} kann vereinfacht unter Annahme reiner Druckbeanspruchung ($M_{Ed} = 0$) und das wirksame Widerstandsmoment W_{eff} unter der Annahme reiner Biegung ($N_{Ed} = 0$) ermittelt werden. Eine genauere Bestimmung der wirksamen Querschnittsgrößen ist durch Beachtung der resultierenden Verteilung der Längsspannungen (gleichzeitige Wirkung von N_{Ed} und M_{Ed}) möglich, wobei dies ein iteratives Vorgehen erfordert, siehe Bild 3.14.

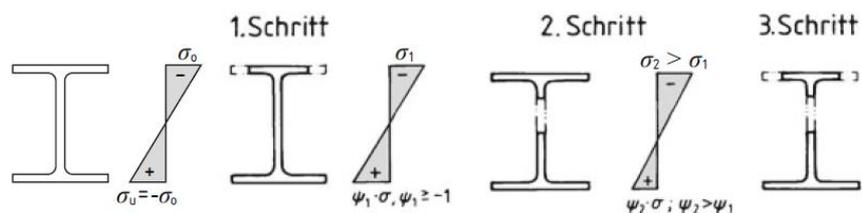


Bild 3.14: Wirksamer Querschnitt bei I-Profilen und Berechnungsschritte [103]

Für weitere Beanspruchungsarten, wie Schub oder eine Lasteinleitung quer zur Bauteilachse, werden separate Nachweise geführt. Die gleichzeitige Wirkung der einzelnen Beanspruchungsgruppen wird abschließend in Interaktionsbeziehungen untersucht. Eine Übersicht über die Berechnungsschritte nach der Methode der wirksamen Breiten findet sich in Bild 3.15.

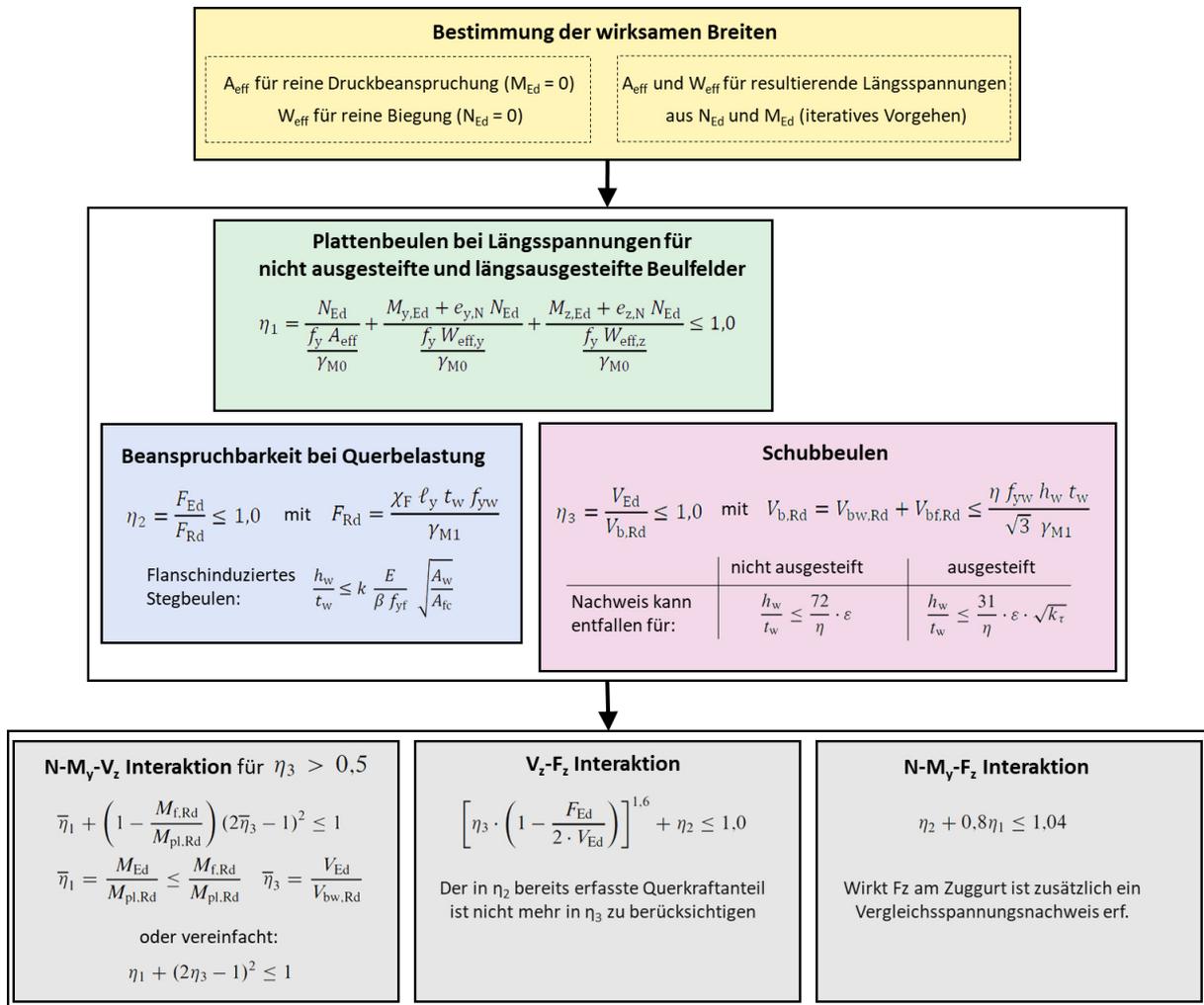


Bild 3.15: Ablaufschema zur Methode der wirksamen Breiten

Die Methode der wirksamen Breiten ist gemäß dem deutschen nationalen Anhang der DIN EN 1993-1-5 für Brückenbauwerke in Stahlbauweise aufgrund der Ermüdungsbeanspruchung nicht vorgesehen. Dieses Berechnungsverfahren wird deshalb in dieser Arbeit nicht verwendet.

3.2.3 Methode der reduzierten Spannungen

3.2.3.1 Übersicht

Die Methode der reduzierten Spannungen begrenzt die einwirkenden Spannungen im betrachteten Blech. Es handelt sich dabei um ein allgemeines Verfahren, da im Gegensatz zu der Methode der wirksamen Breiten, veränderliche Querschnitte oder Träger mit Stegaussparungen anwendbar sind.

Die Abminderungsfaktoren zur Begrenzung der einwirkenden Spannungen werden auf Basis einer einzigen Systemschlankheit $\bar{\lambda}_p$ ermittelt, welche alle einwirkenden Spannungskomponenten des betrachteten Beulfeldes berücksichtigt. Die Berechnung der Systemschlankheit $\bar{\lambda}_p$ (Gl. (3.25)) ergibt sich zu:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\alpha_{ult,k}}{\alpha_{cr}}} \quad (3.25)$$

mit

$$\alpha_{ult,k} = \frac{f_y}{\sqrt{\sigma_{x,Ed}^2 + \sigma_{z,Ed}^2 - \sigma_{x,Ed}\sigma_{z,Ed} + 3\tau_{Ed}^2}}$$

$$\alpha_{cr} = \frac{\sigma_{v,cr}}{\sigma_{v,Ed}}$$

Der Laststeigerungsfaktor $\alpha_{ult,k}$ entspricht dem kleinsten Vergrößerungsfaktor der einwirkenden Vergleichsspannung im kritischen Punkt bis zum Erreichen der charakteristischen Streckgrenze. Dem entgegen steht der Laststeigerungsfaktor α_{cr} , welcher als kleinster Faktor zum Erreichen der kritischen Beulvergleichsspannung $\sigma_{v,cr}$ in Bezug auf die einwirkende Vergleichsspannung $\sigma_{v,Ed}$ zu verstehen ist.

Der Laststeigerungsfaktor α_{cr} wird auch als Verzweigungslastfaktor bezeichnet. Der Verzweigungslastfaktor bzw. die kritische Beulspannung kann für die einzelnen Spannungskomponenten getrennt bestimmt werden, siehe Gl. (3.26) bis (3.28).

$$\alpha_{cr,x} = \frac{\sigma_{cr,x}}{\sigma_{x,Ed}} \quad (3.26)$$

$$\alpha_{cr,z} = \frac{\sigma_{cr,z}}{\sigma_{z,Ed}} \quad (3.27)$$

$$\alpha_{cr,\tau} = \frac{\tau_{cr,xz}}{\tau_{xz,Ed}} \quad (3.28)$$

Die Umrechnung auf die kritischen Beulvergleichsspannung $\sigma_{v,cr}$ und die Ermittlung des kritischen Laststeigerungsfaktors α_{cr} für die gemeinsame Wirkung verschiedener Spannungsanteile kann aus den Einzelwerten $\alpha_{cr,i}$ gem. Gl. (3.29) bestimmt werden.

$$\alpha_{cr} = \frac{1}{\frac{1 + \psi_x}{4\alpha_{cr,x}} + \frac{1 + \psi_z}{4\alpha_{cr,z}} + \sqrt{\left(\frac{1 + \psi_x}{4\alpha_{cr,x}} + \frac{1 + \psi_z}{4\alpha_{cr,z}}\right)^2 + \frac{1 - \psi_x}{2\alpha_{cr,x}^2} + \frac{1 - \psi_z}{2\alpha_{cr,z}^2} + \frac{1}{\alpha_{cr,t}^2}}} \quad (3.29)$$

mit

Ψ Randspannungsverhältnis

Die Laststeigerungsfaktoren können mit Hilfe numerischer Verfahren ermittelt werden. So ist die Untersuchung komplexer Geometrien und Randbedingungen möglich. Dabei wird empfohlen den numerisch ermittelten kritischen Laststeigerungsfaktor α_{cr} unter der gleichzeitigen Wirkung unterschiedlicher Beanspruchungen für das gesamte Beulfeld zu lösen.

Mit Hilfe der Systemschlankheit $\bar{\lambda}_p$ kann anhand der Winterkurve der Abminderungsfaktor ρ für den Plattenbeulnachweis als Mindestwert je Spannungskomponente (Gl. (3.30)) oder als Spannungsnachweis mit individuell reduzierten Spannungskomponenten (Gl. (3.31)) geführt werden.

$$\rho \cdot \frac{\alpha_{ult,k}}{\gamma_{M1}} \geq 1,0 \quad \text{bzw.} \quad \frac{\sigma_{v,Ed}}{\rho \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M1}}} \leq 1,0 \quad (3.30)$$

mit

$$\rho = \min(\rho_x, \rho_z, \chi_w)$$

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{\rho_{c,x}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{\rho_{c,z}}\right)^2 - V \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{\rho_{c,x}}\right) \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{\rho_{c,z}}\right) + 3 \left(\frac{\tau_{Ed}}{\chi_w}\right)^2} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (3.31)$$

mit

ρ_{cx} Reduktionsfaktor für Längsspannungen unter Berücksichtigung möglichen knickstabähnlichen Verhaltens

ρ_{cz} Reduktionsfaktor für Querspannungen unter Berücksichtigung möglichen knickstabähnlichen Verhaltens

ρ_{cx} Reduktionsfaktor für Schubspannungen

$V = \rho_x \cdot \rho_z$, sofern $\sigma_{x,Ed}$ und $\sigma_{z,Ed}$ gleichzeitig als Druckspannung auftreten, sonst $V = 1,0$

3.2.3.2 Reduktionsfaktoren für Plattenbeulen (plattenartiges Verhalten)

Die Nachweismethode der reduzierten Spannungen verwendet den identischen Abminderungsfaktor ρ , wie für das Verfahren der wirksamen Breiten. Die Beulabminderungskurve beidseitig gestützter Bleche (Gl. (3.32) und (3.33)) entspricht dabei der Winterkurve und ist zur Berücksichtigung linear veränderlicher Spannungen um das Randspannungsverhältnis ψ erweitert.

Abminderungsfaktor beidseitig gestützter Bleche:

$$\rho = 1,0 \quad \text{für } \bar{\lambda}_p \leq 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi} \quad (3.32)$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055 \cdot (3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \quad \text{für } \bar{\lambda}_p > 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi} \quad (3.33)$$

Darüber hinaus enthält die DIN EN 1993-1-5 eine weitere Beulabminderungskurve für einseitig gestützte Bleche gem. Gl. (3.34) und (3.35).

Abminderungsfaktor einseitig gestützter Bleche:

$$\rho = 1,0 \quad \text{für } \bar{\lambda}_p \leq 0,748 \quad (3.34)$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \quad \text{für } \bar{\lambda}_p > 0,748 \quad (3.35)$$

mit

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{b/t}{28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}}$$

Ψ Randspannungsverhältnis

k_σ Beulwert

Betrachtet man das Gesamtfeldbeulen an einer längsausgesteiften Platte, ist der Beulabminderungswert ρ für Plattenbeulen aufgrund der zusätzlichen Imperfektionswirkung der angeschweißten Steifen wie für den allgemeinen Fall zu behandeln. Der Abminderungsbeiwert ρ berechnet sich nach Gl. (3.36):

$$\rho_x = \rho = \frac{1}{\varphi_p + \sqrt{\varphi_p^2 - \bar{\lambda}_p}} \leq 1,0 \quad (3.36)$$

mit

$$\varphi_p = \frac{1}{2} \cdot (1 + \alpha_p \cdot (\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_{p0}) + \bar{\lambda}_p)$$

$\alpha_p = 0,34$ und $\bar{\lambda}_{p0} = 0,80$ oder $0,70$; gem. Tabelle 3.2

Tabelle 3.2: Zahlenwerte für λ_{p0} und α_p

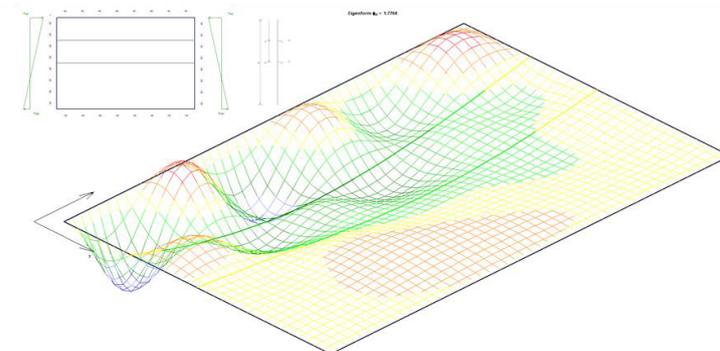
	Beanspruchung	α_p	$\bar{\lambda}_{p0}$
warmgewalzt	Längsspannungen mit $\psi \geq 0$	0,13	0,70
	Längsspannungen mit $\psi < 0$		0,80
	Schubspannungen Querlasten		
geschweißt oder kaltgeformt	Längsspannungen mit $\psi \geq 0$	0,34	0,70
	Längsspannungen mit $\psi < 0$		0,80
	Schubspannungen Querlasten		

Bei einer Beanspruchung in Querrichtung ist die Winter Kurve nicht mehr zutreffend, sodass die Beulkurven des allgemeinen Falls gem. Gl. (3.37) gelten:

$$\rho_z = \rho = \frac{1}{\varphi_p + \sqrt{\varphi_p^2 - \bar{\lambda}_p}} \leq 1,0 \quad (3.37)$$

3.2.3.3 Plattenartiges Verhalten längsausgesteifter Platten

Die Ermittlung der kritischen Spannungen $\sigma_{cr,p}$ nach der Eigenwertmethode liefert für längsausgesteifte Beulfelder nicht immer eindeutige Ergebnisse, da sich globales und lokales Versagen in einer Eigenform mischen, siehe Bild 3.16. In diesem Fall wird die kritische Plattenbeulspannung für jede Einwirkungskomponente getrennt ermittelt und der globale kritische Laststeigerungsfaktor α_{cr} gemäß Gl. (3.29) berechnet.

**Bild 3.16:** Eigenform einer längsausgesteiften Platte unter Längsdruck und Schub

Alternativ zur Eigenwertmethode können ebenfalls Beulwerttafeln z.B. nach Klöppel und Scheer [96, 97] zur Ermittlung der kritischen Plattenbeulspannung längsausgesteifter Platten herangezogen werden. Eine Handrechenmethode findet sich zudem im Anhang A der DIN EN 1993-1-5. Hierbei wird die kritische Spannung an einem Ersatzsystem der Längssteife als Knickstab bestimmt. Die Plattentragwirkung der allseitig gelagerten angrenzenden Platte wird dabei mit einer elastischen Bettung berücksichtigt.

3.2.3.4 Reduktionsfaktor für Schubbeulen

Die Beulkurven nach der linearen Plattentheorie können die positiven Effekte aus der Zugfeldwirkung bei Schubbeulen nicht ausreichend genau erfassen. Deshalb enthält die Beulkurve für Schubbeulen χ_w mehrere Anpassungen zur Abbildung des Schubbeulverhaltens.

Die Methode der reduzierten Spannungen wendet im Gegensatz zur Methode der wirksamen Breiten eine Systemschlankheit $\bar{\lambda}_p$ unter Berücksichtigung aller einwirkenden Spannungskomponenten an. Zur Ermittlung des Abminderungsfaktor χ_w wird die Schubbeulschlankheit $\bar{\lambda}_w$ durch $\bar{\lambda}_p$ ersetzt. Darüber hinaus unterscheidet die Beulabminderungskurve für Schubbeulen zwischen starren und verformbaren Auflagersteifen, siehe Tabelle 3.3 und Bild 3.17. Eine starre Auflagersteife soll gemäß DIN EN 1993-1-5 aus mindestens zwei doppelseitig angeordneten Quersteifen bestehen.

Tabelle 3.3: Abminderungsfaktor χ_w beim Schubbeulen

	starre Auflagersteife	verformbare Auflagersteife
$\bar{\lambda}_w < 0,83/\eta$	η	η
$0,83/\eta \leq \bar{\lambda}_w < 1,08$	$0,83/\bar{\lambda}_w$	$0,83/\bar{\lambda}_w$
$\bar{\lambda}_w \geq 1,08$	$1,37/(0,7 + \bar{\lambda}_w)$	$0,83/\bar{\lambda}_w$
$\eta = 1,0$ für Stahlsorten >S460, sonst $\eta = 1,0$		

Der Wert $\eta = 1,2$ berücksichtigt, dass für Stege von I-Querschnitten Tragfähigkeitsreserven von mindestens 20% vorhanden sind. Da keine Versuchsdaten für Stahlgüten >S460 vorliegen, ist in diesem Fall $\eta = 1,0$ anzusetzen.

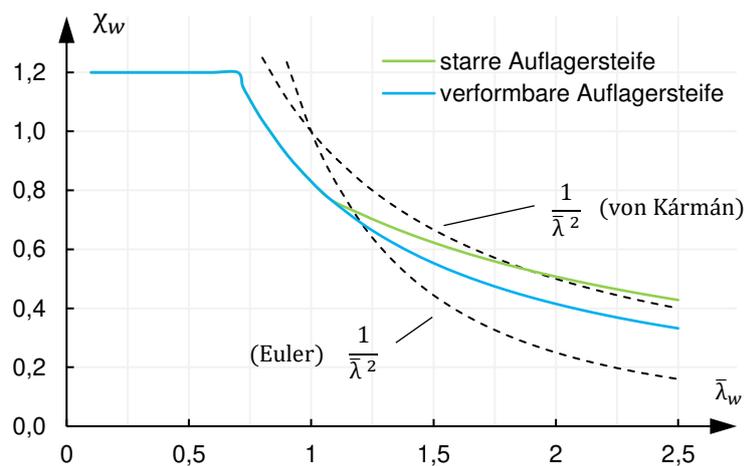


Bild 3.17: Abminderungskurven nach EC3 für Schubbeulen

3.2.3.5 Knickstabähnliches Verhalten

Das überkritische Tragverhalten eines Beulfeldes resultiert aus der vierseitigen Lagerung sowie der Ausnutzung des Membraneffektes im verformten Zustand. Bei sehr breiten und kurzen Beulfeldern ($\alpha \ll 1$ für σ_x bzw. $\alpha > 1$ für σ_y) kann die günstige Wirkung der vierseitigen Abstützung nicht mehr vollständig ausgenutzt werden. Das Verformungs- und Versagensverhalten ähnelt in diesem Fall einem Knickstab anstatt einer Platte. Neben einem ungünstigen Abmessungsverhältnis $\alpha = a/b$ kann ebenfalls eine inhomogene Steifigkeitsverteilung zum Verlust der günstigen Wirkung einer Lagerung an den Plattenlängsrändern führen. Diese inhomogene Steifigkeitsverteilung tritt häufig bei längsausgesteiften Platten auf.

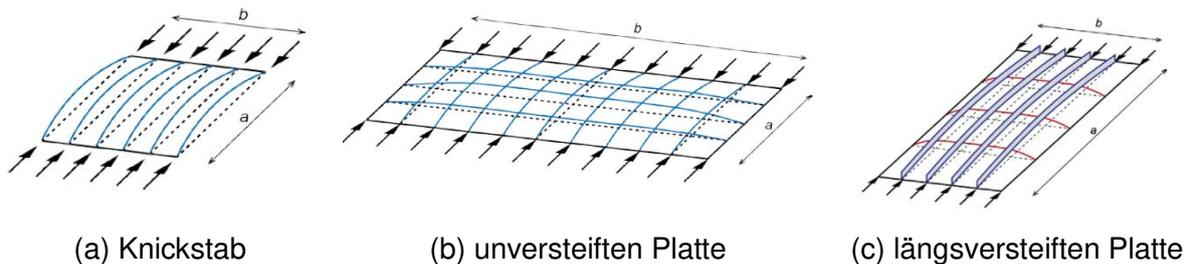


Bild 3.18: Knickstabähnliches Verhalten [103]

Beim knickstabähnlichen Verhalten hat die Lagerung an den Plattenlängsrändern keinen Einfluss auf das Beultragverhalten einer Platte. Die elastische kritische Knickspannung $\sigma_{cr,c}$ (Gl. (3.38)) kann für eine zweiseitig gelagerte Platte bzw. einen Stab wie folgt berechnet werden.

$$\sigma_{cr,c} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot t^2}{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot a^2} \quad (3.38)$$

Für längsausgesteifte Bleche kann die kritische Knickspannung mittels einer FE-Berechnung ohne Lagerung an den Längsrändern bestimmt werden.

Der Abminderungsbeiwert χ_c zur Berücksichtigung knickstabähnlichen Verhaltens vernachlässigt gem. Gl. (3.39) die elastische kritische Knickspannung $\sigma_{cr,c}$, da der Abminderungsbeiwert χ_c mit dem Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_p$ für plattenartiges Verhalten auf Basis der kritischen Plattenbeulspannung $\sigma_{cr,p}$ berechnet wird.

$$\chi_c = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}_p^2}} \leq 1,0 \quad (3.39)$$

mit

$$\phi = 0,5 \cdot \left(1 + \alpha \cdot (\bar{\lambda}_p - 0,2) + \bar{\lambda}_p^2 \right)$$

Das knickstabähnliche Verhalten berücksichtigt eine vom Plattenverhalten abweichende Knicklinie, s.a. Bild 3.13.

Die Methode der reduzierten Spannungen betrachtet alle einwirkenden Spannungskomponenten und ihre gegenseitige Beeinflussung ganzheitlich. Im Fall des knickstabähnlichen Verhaltens ist demnach kein neuer Schlankheitsgrad zu bestimmen. Die Methode der wirksamen Breiten untersucht hingegen jede Beanspruchungskomponente getrennt, weshalb für das knickstabähnliche Verhalten ein neuer bezogener Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_c$ gem. Gl. (3.40) zu bestimmen ist.

$$\bar{\lambda}_c = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,c}}} \quad (3.40)$$

Der Abminderungsbeiwert χ_c zur Erfassung des knickstabähnlichen Verhaltens entspricht den europäischen Knickspannungslinien, welche auf Grundlage umfangreicher experimenteller Untersuchungen abgeleitet wurden. Der Imperfektionsbeiwert α führt dabei zu einer Anpassung der Knickspannungskurve an die Querschnittsform sowie die Ausweichrichtung und die Stahlgüte des Bauteils. Der Imperfektionsbeiwert α für nicht ausgesteifte Platten kann mit der Knickspannungslinie „a“ und $\alpha = 0,21$ angenommen werden, vgl. DIN EN 1993-1-1.

Die Lagerungsbedingungen eines reinen Knickstabes setzen freie Längsränder voraus. Selbst bei einem ungünstigsten Seitenverhältnis wird aufgrund der allseitigen Lagerung immer ein gewisses plattenartiges Verhalten vorliegen. Die kritische Plattenbeulspannung $\sigma_{cr,p}$ weist dabei immer größere Werte als die Knickspannung $\sigma_{cr,c}$ auf. Des Weiteren ist reines Plattenverhalten anzunehmen, wenn $\sigma_{cr,p} > 2 \sigma_{cr,c}$ ist. Ob knickstabähnliches oder plattenartiges Verhalten vorliegt, kann mit Hilfe eines Wichtungsfaktors ξ gem. Gl. (3.41) definiert werden. Der fließende Übergang zwischen plattenartigem und knickstabähnlichem Verhalten liegt demnach zwischen $0 \leq \xi \leq 1$ und wird Interaktionsbereich genannt.

$$\xi = \frac{\sigma_{cr,p}}{\sigma_{cr,c}} - 1 \quad (3.41)$$

Der Abminderungsfaktor im Interaktionsbereich ρ_c kann gem. Gl. (3.42) berechnet werden, s.a. Bild 3.19:

$$\rho_c = (\rho - \chi_c) \cdot \xi \cdot (2 - \xi) + \chi_c \quad (3.42)$$

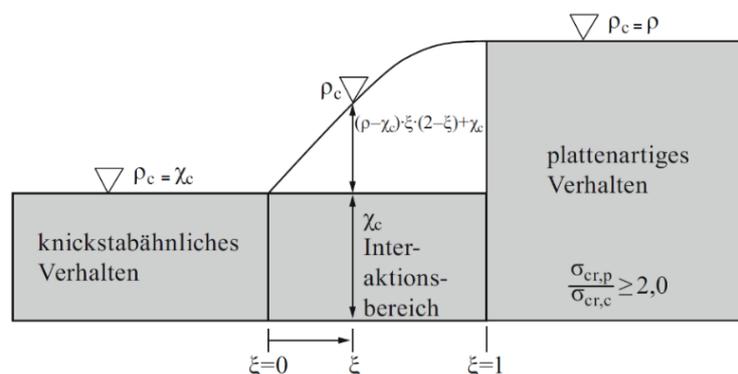


Bild 3.19: Interaktionsdiagramm für knickstabähnliches Verhalten [103]

Falls die kritische Knickspannung $\sigma_{cr,c}$ kleiner ist als die kritische Plattenbeulspannung $\sigma_{cr,p}$, weist dies darauf hin, dass zwei nicht zueinander korrespondierende Eigenformen ins Verhältnis gesetzt wurden. Beispielsweise wird ein Gesamtfeldnachweis mit dem kleinsten positiven Eigenwert geführt, welcher jedoch lokale Beulverformungen aufweist und nicht zu der globalen Verformungsfigur des gesuchten Gesamtfeldbeulens korrespondiert.

Bei zusätzlich vorliegender Querbeanspruchung ist der Abminderungswert für das plattenartige Verhalten ρ einmalig mit der Systemschlankheit $\bar{\lambda}_p$ zu ermitteln. Zur Erfassung des knickstabähnlichen Verhaltens ist die kritische Knickspannung $\sigma_{cr,c}$ hingegen je Beanspruchungsrichtung getrennt zu bestimmen, da nicht alle Ränder gleichzeitig freigesetzt werden können. Des Weiteren ist bei vorliegender Querbeanspruchung ein knickstabähnliches Verhalten am Einzelfeld sowie am Gesamtfeld zu untersuchen.

Die Untersuchung am Einzelfeld einer längsausgesteiften Platte erfordert im Vergleich zu den vorgenannten Imperfektionsannahmen abweichende Festlegungen, da das Anschweißen von Steifen zusätzliche Imperfektionen in den Einzelfeldern hervorruft. Wird die längsausgesteifte Platte mit geschlossenen Steifen ausgesteift, gilt für das Einzelfeld die Knickspannungslinie „b“ mit $\alpha=0,34$. Bei offenen Steifenquerschnitten gilt die Knickspannungslinie „c“ mit $\alpha=0,49$.

3.2.3.6 Knickstabähnliches Verhalten längsausgesteifter Platten

Die Ermittlung der kritischen Knicklast erfolgt durch Freisetzen der Längsränder in Betrachtungsrichtung. Längsausgesteifte Platten dürfen hingegen bei Untersuchung des Gesamtfeldbeulens nur an den Plattenrändern, aber nicht an den Längssteifen freigesetzt werden. [99]

Die Ermittlung der kritischen Spannungen anhand der Eigenwertmethode kann bei längsausgesteiften Platten zu nicht eindeutigen Ergebnissen führen, da sich globales und lokales Versagen in einer Eigenform mischen. Hierfür bietet die DIN EN 1993-1-5 im Anhang A Hilfestellungen zur rechnerischen Bestimmung der kritischen Beulspannung $\sigma_{cr,p}$ für plattenartiges Verhalten an einem elastisch gebetteten Ersatzsystem. Da die kritischen Spannungen für plattenartiges und knickstabähnliches Verhalten möglichst an gleichen bzw. ähnlichen Systemen zu ermitteln sind, sollte bei Anwendung eines elastisch gebetteten Stabes zur Ermittlung von $\sigma_{cr,p}$ ebenfalls ein ähnliches System zur Bestimmung von $\sigma_{cr,c}$ verwendet werden.

Das knickstabähnliche Verhalten kann bei ein oder zwei Steifen gleicher Abmessung im Druckbereich anhand der höchstbeanspruchten Steife am Druckrand bewertet werden. Bei mehr als zwei Steifen ist das Modell der orthotropen Platte besser geeignet. Die kritische Knickspannung des Gesamtfeldes kann gem. Gl. (3.43) als Funktion der kritischen Knicklast der obersten Steife nach Gl. (3.44) bestimmt werden, s.a. Bild 3.20.

$$\sigma_{cr,c} = \sigma_{cr,sl} \frac{b}{b - (1-\psi)b_1} \tag{3.43}$$

$$N_{cr,sl} = \frac{\pi^2 EI_{sl,1}}{a^2} \quad \text{und} \quad \sigma_{cr,sl} = \frac{N_{cr,sl}}{A_{sl,1}} = \frac{\pi^2 EI_{sl,1}}{A_{sl,1} \cdot a^2} \tag{3.44}$$

mit

$A_{sl,1}, I_{sl,1}$ Bruttoquerschnittswerte der Steife gem. Bild 3.20

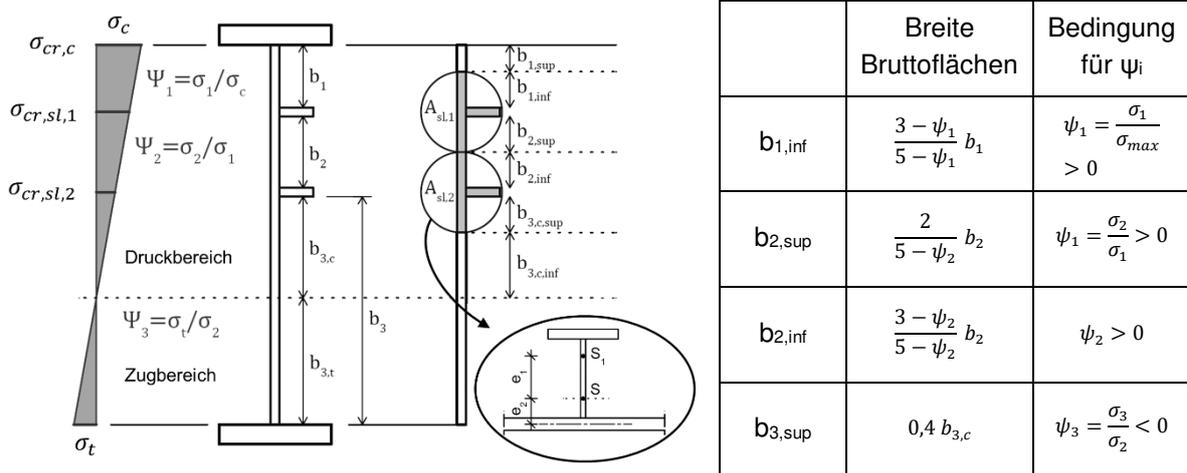


Bild 3.20: Bruttoquerschnittswerte der Steife mit angrenzenden mittragenden brutto Plattenstreifen

Der Abminderungsbeiwert für knickstabähnliches Verhalten χ_c ist aufgrund der zusätzlichen Imperfektionswirkung der Längssteife mit dem modifizierten Imperfektionsbeiwert α_e gem. Gl. (3.45) zu berechnen. Dabei wird neben der zusätzlichen Imperfektionswirkung aus der Querschnittsform der Längssteife die Exzentrizität zur Plattenmittellinie bei einseitiger Anordnung berücksichtigt.

$$\alpha_e = \alpha + \frac{0,09}{i/e} \tag{3.45}$$

mit

$$i = \sqrt{\frac{I_{sl,1}}{A_{sl,1}}}$$

$e = \max(e_1 = z_s, e_2 = z_p)$ Exzentrizitätsmaß

$\alpha = 0,34$ (Kurve b) für Hohlsteifenquerschnitte

$= 0,49$ (Kurve c) für offene Steifenquerschnitte

3.2.3.7 Allgemeiner Fall

Bauteile mit veränderlichem Querschnitt werden von der Winterkurve nicht ausreichend genau abgebildet, weshalb alternative Beulkurven mit abweichenden Imperfektionsbeiwerten anzuwenden sind. Dem allgemeinen Fall sind Beulfelder mit nicht parallelen Flanschen bzw. nicht rechteckige Plattenabmessungen zuzuordnen. Da die Stege von gewalzten Hohlprofilen sich nicht vollständig in die Flansche einspannen bzw. an ihren Enden nicht mit zwei gegenüberliegenden Nähten an die Flansche angeschlossen sind, sollten diese Bauteile ebenfalls dem allgemeinen Fall zugeordnet werden. Bauteile mit regelmäßigen oder unregelmäßigen Ausschnitten können ebenfalls mit Hilfe des allgemeinen Falls bewertet werden.

Der Abminderungsfaktor ρ des allgemeinen Falls ergibt sich gem. Gl. (3.46) zu:

$$\rho = \frac{1}{\varphi_p + \sqrt{\varphi_p^2 - \bar{\lambda}_p}} \quad (3.46)$$

mit

$$\varphi_p = \frac{1}{2} \cdot (1 + \alpha_p \cdot (\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_{p0}) + \bar{\lambda}_p) ; \text{ gem. Tabelle 3.2}$$

Die Werte aus Tabelle 3.2 in Abs. 3.2.3.2 sind an die Beulkurven der DIN EN 1993-1-5 angepasst. Die geometrische Ersatzimperfektion dieser Beulkurven kann gem. Gl. (3.47) umgerechnet werden.

$$w_0 = \alpha_p (\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_{p0}) \frac{t}{6} \frac{1 - \frac{\rho \bar{\lambda}_p}{\gamma_{M1}}}{1 - \rho \bar{\lambda}_p} \quad (3.47)$$

3.2.3.8 Finite Element Berechnung

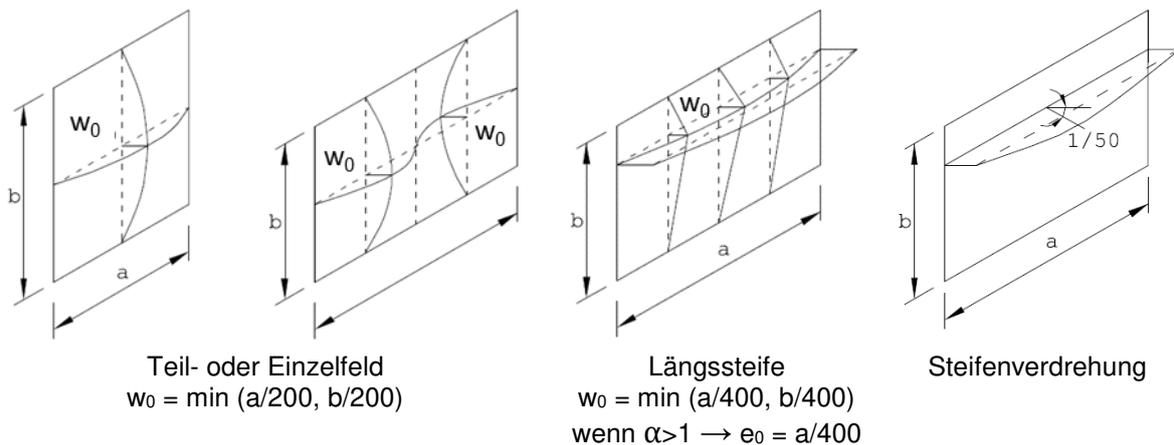
Als Alternative zu den analytischen Beulnachweisen ermöglicht die Finite Elemente Methode (FE-Methode) eine wirtschaftliche Bemessung von rechteckigen Bauteilen sowie veränderlichen Querschnitten.

Bei Anwendung der FE-Methode sind die richtigen Modellannahmen entscheidend für ein korrektes Berechnungsergebnis. Neben der geometrischen Modellierung muss eine geeignete Software zur Verfügung stehen, um Imperfektionen, Werkstoffeigenschaften und diverse Beanspruchungszustände in das Modell zu implementieren. Mit zunehmendem Detaillierungsgrad der FE-Berechnung steigen ebenfalls die Anforderungen an die Fachkenntnis und die Erfahrung des Anwenders. Welche Modellannahmen erforderlich sind, ist von dem Ziel der FE-Berechnung abhängig. Eine Übersicht möglicher Modellannahmen findet sich in Tabelle 3.4.

Tabelle 3.4: Annahmen für Berechnungen mit FE-Methode

Werkstoffverhalten	Strukturverhalten	geom. Ersatzimperfectionen	Anwendungsbeispiel
linear	linear	nein	elastische mittragende Breite, elastische Tragfähigkeit
nicht linear	linear	nein	plastische Tragfähigkeit im Grenzzustand der Tragfähigkeit
linear	nicht linear	nein	kritische Plattenbeullast
linear	nicht linear	ja	elastische Tragfähigkeit unter Berücksichtigung von Plattenbeulen
nicht linear	nicht linear	ja	elastisch-plastische Tragfähigkeit im Grenzzustand der Tragfähigkeit

Die Imperfectionen können sowohl geometrisch, als auch strukturell sein. Da ein getrennter Ansatz nicht immer möglich oder gewünscht ist, dürfen die in Bild 3.21 angegebenen geometrischen Ersatzimperfectionen angesetzt werden.

**Bild 3.21:** Geometrische Ersatzimperfectionen nach DIN EN 1993-1-5

Die geom. Ersatzimperfectionen sind nach DIN EN 1993-1-5 so zu kombinieren, dass die niedrigste Beanspruchbarkeit resultiert. Es wird zwischen Leit- und Begleitimperfectionen unterschieden. Die Begleitimperfection wird hierbei nur zu 70% angesetzt. Sollen geometrische und strukturelle Imperfectionen getrennt betrachtet werden, sind die geometrischen Imperfectionen entsprechend der ersten Eigenform mit einer Amplitude von 80% der geometrischen Fertigungstoleranz anzusetzen. Strukturelle Imperfectionen sollen die Eigenspannungen mit einer Verteilung berücksichtigen, welche dem Fertigungsablauf entsprechen.

Die Randbedingungen der FE-Methode müssen die Realität möglichst genau erfassen und auf der sicheren Seite liegende Resultate erzielen. Bei der Diskretisierung des Problems sind geeignete Elemente und Elementgrößen zu wählen, um eine zügige Berechnung ohne signifikanten Genauigkeitsverlust zu gewährleisten.

3.2.3.9 Zusammenfassung

Der Beulnachweis anhand der Methode mit reduzierten Spannungen wurde sowohl für unausgesteifte, als längsausgesteifte Platten ganzheitlich aufbereitet. Neben der eindeutigen Ermittlung der Abminderungsfaktoren für Plattenbeulen wurden weiterhin besondere Beulsituationen, wie das knickstabähnliche Verhalten und Schubbeulen, behandelt. Bild 3.22 zeigt zusammenfassend alle erforderlichen Berechnungsschritte zur Durchführung des Beulnachweises nach der Methode der reduzierten Spannungen.

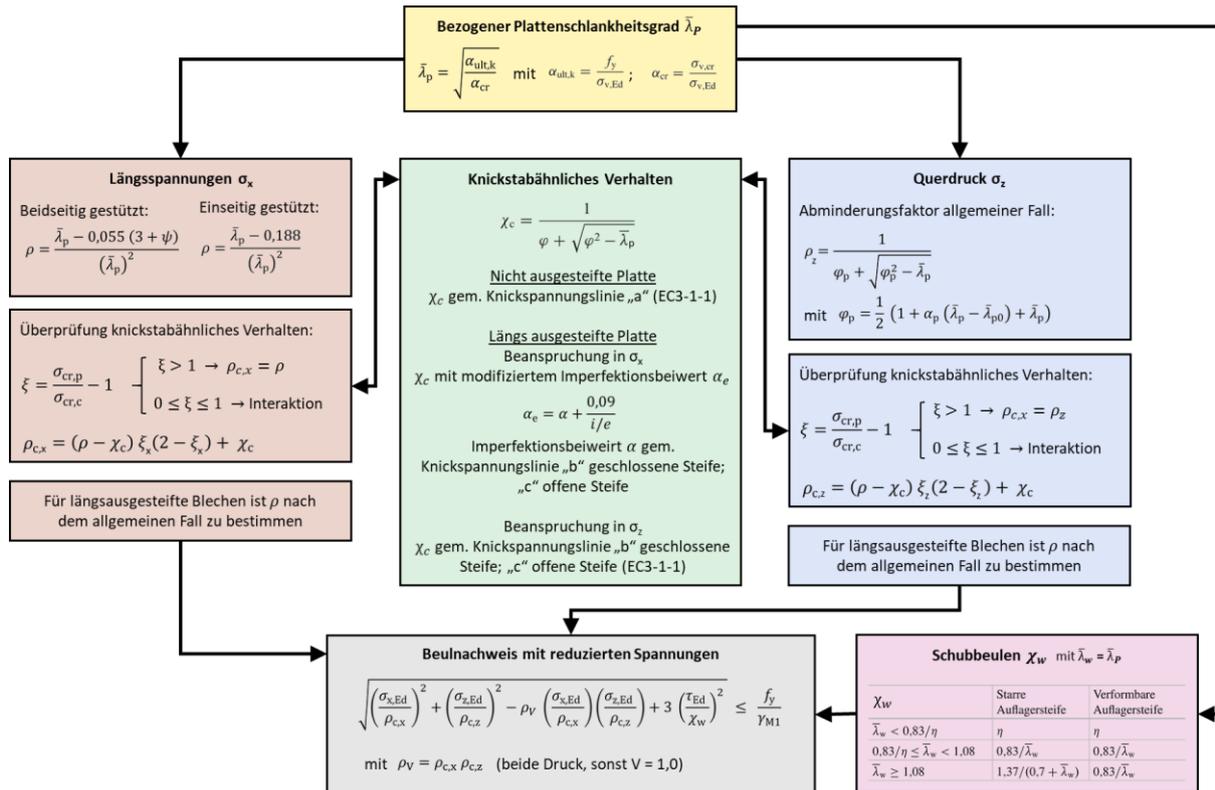


Bild 3.22: Ablaufschema Methode der reduzierten Spannungen

3.3 Ausgesteifte Beulfelder

3.3.1 Einzel- und Gesamtfeldnachweise

Beulfelder werden in ihrer Länge durch Quersteifen begrenzt. Ist ein Bauteil durch mehrere Quersteifen zwischen zwei Auflagerpunkten aufgeteilt, können die Beulfelder einzeln zwischen den Quersteifen betrachtet werden. Erfolgt eine weitere Aussteifung mittels Längssteifen, bestimmt die Nachweismethode gegen Plattenbeulen das weitere Vorgehen. Nach der Methode der wirksamen Breiten erfolgt eine Betrachtung des gesamten Beulfeldes. Die Methode der reduzierten Spannungen würde hingegen aufgrund der nicht eindeutig lokal oder global zuzuordnenden Eigenwerte eine separate Betrachtung in Einzelfeld- und Gesamtfeldbeulen erfordern.

Ein Einzelfeld ist ein Teil eines ausgesteiften Gesamtfeldes und wird durch dessen Ränder bzw. Steifen begrenzt. Der Beulnachweis am Einzelfeld umfasst das lokale Beulen. Dabei werden die Ränder des Einzelfeldes als Navier-Lagerung angenommen. Die Navier-Lagerung entspricht einer gelenkigen Lagerung der Ränder einer Platte und ist nach dem französischen Begründer der Baustatik *Claude-Louis Navier* benannt. [106]

Der Beulnachweis am Gesamtfeld berücksichtigt das Ausweichen der aussteifenden Elemente. Lokales Einzelfeldbeulen wird in diesem Fall ausgeschlossen. Die Herausforderung liegt in der sicheren Ermittlung der kritischen Last des Gesamtfeldes. Dazu kann auf Beulwerttafeln [96, 97], Näherungslösungen aus DIN EN 1993-1-5 oder eine Eigenwertermittlung mittels FE Analyse zurückgegriffen werden. Liegt eine Gruppe von auf Druck und Biegung beanspruchten Längssteifen in äquidistanter Anordnung vor, kann alternativ das Prinzip der äquivalenten orthotropen Platte angewendet werden.

3.3.2 Quersteifen

Quersteifen begrenzen bei ausreichender Steifigkeit Beulfelder in ihrer Länge. Die DIN EN 1993-1-5, Abs. 9.3 enthält konstruktive Mindestanforderungen an die Ausbildung starrer Auflager- und Zwischensteifen, siehe Bild 3.23.

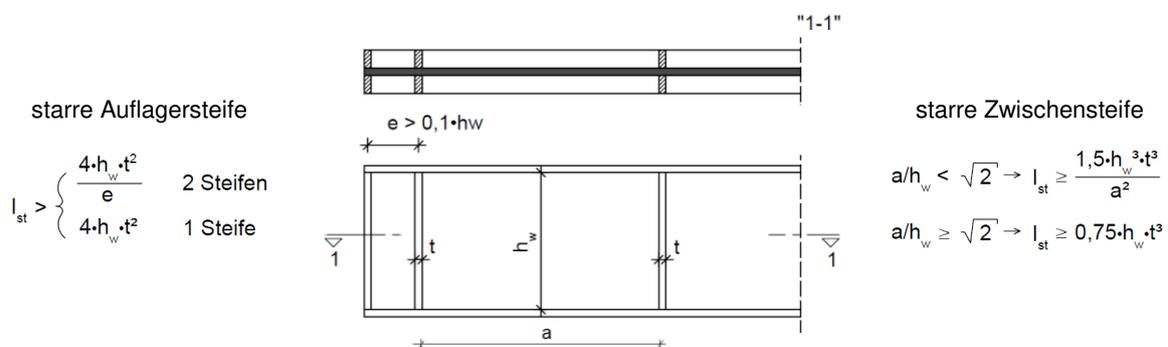


Bild 3.23: Konstruktive Ausbildung starrer Quersteifen

Querstreifen müssen vorrangig Abtriebskräfte aus Längsbeanspruchung ableiten. Der Nachweis ausreichender Steifigkeit und Tragsicherheit der Quersteife erfolgt an einem herausgelösten Knickstab, welcher aus dem Steifenquerschnitt sowie einem mitwirkenden Plattenstreifen besteht. Das Ersatzsystem wird nach Theorie II. Ordnung untersucht und muss folgende Bedingungen erfüllen:

- Tragsicherheit: $\sigma_{max} \leq f_y / \gamma_{M1}$
- Steifigkeit: $\Delta w \leq b / 300$

Das statische Ersatzsystem der Quersteife entspricht einer Pendelstütze. Unter Ansatz geometrischer Ersatzimperfectionen w_0 sind folgende Beanspruchungen zu berücksichtigen, s.a. Bild 3.24:

- Abtriebskräfte q_{dev} aus der Längsbeanspruchung der benachbarten Beulfelder
- Längsdruck in der Quersteife aus der Querbeanspruchung des Beulfeldes $N_{st,Ed}$
- Längsdruck in der Quersteife aus der Zugfeldwirkung (Schub) $N_{st,ten}$
- Externe horizontale Querlasten q_{Ed}

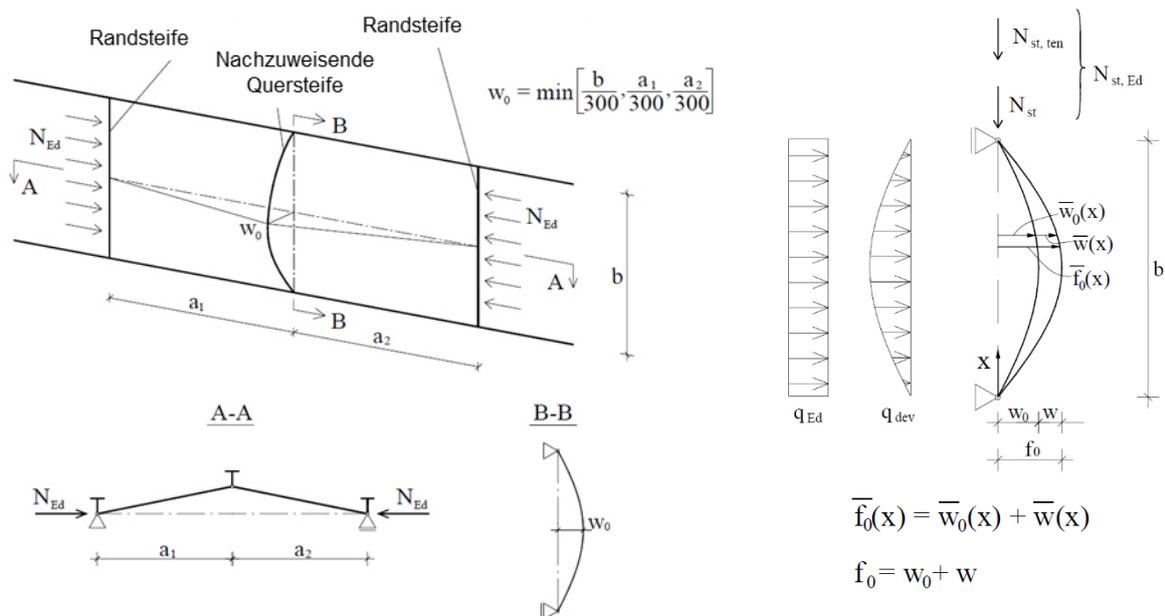


Bild 3.24: Beanspruchung des statisches Ersatzsystem der Quersteife [90]

Die Beanspruchung der Quersteife aus Abtriebskräften q_{dev} infolge Längsdruckkraft ergibt sich auf Grundlage der Querstreifenverformung. Die Größe der Abtriebskraft q_{dev} gem. Gl. (3.48) ist von der geometrischen Imperfektion $w_0(z)$ und der unbekanntem elastischen Verformung $w_{el}(z)$ infolge der einwirkenden Abtriebskraft abhängig.

$$q_{dev} = (w_0(z) + w_{el}(z)) \cdot \sigma_m \cdot \sin\left(\frac{\pi x}{b}\right) \quad (3.48)$$

Die Sinusfunktion berücksichtigt den nichtlinearen Verlauf der Abtriebskraft über die Blechhöhe und kann in Form einer äquivalenten Streckenlast $q_{dev,eq}$ gem. Gl. (3.49) ausgedrückt werden.

$$q_{dev,eq} = \frac{8}{\pi^2} \cdot \sigma_m \cdot (w_0 + w_{el}) \approx \frac{\pi}{4} \cdot \sigma_m \cdot (w_0 + w_{el}) \quad (3.49)$$

mit

$w_0(z)$ geometrische Imperfektion

$w_{el}(z)$ iterativ ermittelte elastische Verformung
Alternativ: Annahme der elastischen Verformung mit $b/300$

σ_m Abtriebsspannungen infolge Längsspannung in den Nachbarfeldern, siehe Gl. (3.50)

Da für die o.g. Gleichung keine geschlossene Lösung vorliegt, kann entsprechend der DIN EN 1993-1-5 die elastische Verformung w_{el} mit $b/300$ angenommen werden.

Der Steifenquerschnitt der herausgeschnittenen Quersteife wird mit den mitwirkenden Plattenstreifen von $15 \cdot \varepsilon \cdot t$ berücksichtigt, siehe Bild 3.25.

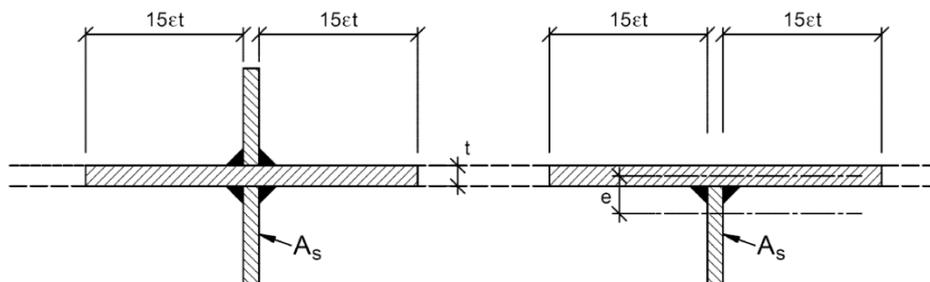


Bild 3.25: Wirksamer Querschnitt von Quersteifen

Die Abtriebsspannung infolge Längsspannungen σ_m ergibt gem. Gl. (3.50) zu:

$$\sigma_m = \frac{N_{Ed}}{b} \cdot \left(\frac{1}{a_1} + \frac{1}{a_2} \right) \cdot \frac{\sigma_{cr,c}}{\sigma_{cr,p}} \quad \text{und} \quad 0,5 \leq \frac{\sigma_{cr,c}}{\sigma_{cr,p}} \leq 1,0 \quad (3.50)$$

mit

$$N_{Ed} = t \cdot \int_0^b \sigma_x(z) \cdot dz$$

$$N_{Ed} = \sigma_{c,max} \cdot \frac{A_c}{2} \quad \text{für Biegebeanspruchung, siehe Bild 3.26}$$

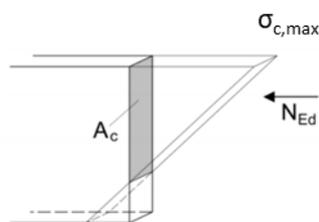


Bild 3.26: Resultierende Längsdruckkraft bei Biegebeanspruchung

Der Quotient aus $\sigma_{cr,c}/\sigma_{cr,p}$ berücksichtigt die Wirkung des knickstabähnlichen Verhaltens und reduziert die Größe der Abtriebsspannung. Da $\sigma_{cr,c} < \sigma_{cr,p}$ sein muss, ist der Quotient auf 1 begrenzt.

Theoretisch kann der Quotient für Platten mit großem Seitenverhältnis sehr klein werden, was zu einer unverhältnismäßigen Reduktion der Abtriebsspannung σ_m führen würde. Aus diesem Grund wird der Quotient auf 0,5 begrenzt.

Neben den Abtriebskräften q_{dev} aus Längsdruckbeanspruchung der Platte wirken gem. Bild 3.24 weitere Beanspruchungen auf das Ersatzsystem der Quersteife. Die Längsdruckkraft $N_{st,Ed}$ besteht aus zwei unterschiedlichen Einwirkungen N_{st} und $N_{st,ten}$. Die Längsdruckkraft N_{st} resultiert aus äußeren Lasten wie Auflagerkräften. Der Anteil $N_{st,ten}$ tritt infolge der Zugfeldwirkung durch Ableitung überkritischer Schubspannungen auf. Bei einseitiger Anordnung der Steifen ist der Versatz e_0 zwischen Plattenmittellinie bzw. Wirkungslinie innerer und äußerer Kräfte sowie dem Schwerpunkt des rechnerischen Steifenquerschnitts zu beachten.

3.3.3 Längssteifen

Längssteifen teilen das Beulfeld horizontal in Einzelfelder auf. Bei ausreichend hoher Steifigkeit der Längssteife kann Gesamtfeldbeulen vernachlässigt werden und es wäre ausschließlich Einzelfeldbeulen nachzuweisen.

Die Ermittlung wirksamer Breiten im Längssteifenbereich nach DIN EN 1993-1-5 setzt voraus, dass dort Steifenquerschnitte mit hoher Steifigkeit verwendet werden. Der nationale Anhang der DIN EN 1993-1-5 enthält aus diesem Grund für die Nachweismethode der wirksamen Breiten eine Mindeststeifigkeitskriterium für die Längssteife in Form der bezogenen Steifigkeit γ_{sl} gem. Gl. (3.51) mit $\gamma_{sl} \geq 25$. Diese Steifigkeitsanforderung wird ebenfalls in prEN 1993-1-5:2020 verwendet.

$$\gamma_{sl,i} = \frac{E \cdot I_{sl,i}}{b \cdot D} = \frac{10,92 \cdot I_{sl,i}}{b \cdot t^3} \geq 25 \quad (3.51)$$

mit

b volle Breite der ausgesteiften Platte

$I_{sl,i}$ Flächenträgheitsmoment der Steife mit angrenzenden Plattenstreifen der Breite
 - brutto oder wirksame Breite (DIN EN 1993-1-5)
 - $10 \cdot \varepsilon \cdot t$ (prEN 1993-1-5:2020)

Für die Methode der reduzierten Spannungen besteht keine Anforderung an die Mindeststeifigkeit einer Längssteife, da eine pauschale Reduzierung der zulässigen Spannungen über die gesamte Beulfeldbreite vorgenommen wird. Dennoch stellt die Mindeststeifigkeit von $\gamma_{sl} \geq 25$ eine sinnvolle Hilfestellung zur Konstruktion des Steifenquerschnitts dar, da bei Einhaltung der Mindeststeifigkeit sichergestellt wird, dass keine Nachgiebigkeit der Steife im Einzelfeldnachweis zu berücksichtigen ist. [99]

Längssteifen müssen die gleichen Anforderungen an die Torsionssteifigkeit erfüllen wie Quersteifen. Im Gegensatz zu Quersteifen, welche i.d.R. immer mit den Flanschen verbunden sind, können Längssteifen jedoch diskontinuierlich angeordnet werden, d.h. die Enden der Längssteife sind nicht mit den Quersteifen schubstarr verbunden. Es gelten gem. dem „Commentary and Worked Examples to EN 1993-1-5“ von

Johansson, Maquoi, Sedlacek, Müller und Beg [90] folgende Einschränkungen und Anforderungen für diskontinuierliche Längssteifen:

- Einsatz nur im Steg
- Nicht ansetzbar für die globale Tragfähigkeitsberechnung
- Zur Vermeidung von lokalem Versagen ist der Spalt zwischen Längssteifenende und Quersteife $a \leq 3t$ zu wählen, siehe Bild 3.27

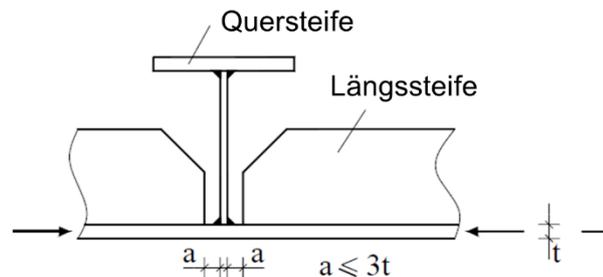


Bild 3.27: Randabstand einer diskontinuierlichen Längssteife [90]

Bei geschweißten längsausgesteiften Platte ist kein zusätzlicher Nachweis der Steifentragfähigkeit erforderlich, da dieser bereits durch den Nachweis des Gesamtfeldbeulens erfüllt ist.

In älteren Regelwerken, wie der DAST-Ri 012 war ein Längssteifennachweis enthalten, da der Nachweis des Gesamtfeldbeulens aufgrund fehlender Beulwerte häufig nicht möglich war und die FE-Methode zur Eigenwertermittlung noch nicht dem breiten Markt zur Verfügung stand. In DIN 4114 und der DAST-Ri 012 wurde die Tragsicherheit einer Steife in vielen Fällen durch Einhaltung einer Mindeststeifigkeit in Abhängigkeit von Abmessung und Belastung geführt. Die Steifigkeitsanforderung an die Längssteife stellte ein Versagen des Einzelfeldes vor dem Gesamtfeld sicher und findet sich beispielsweise in den Beulwerttafeln nach Klöppel/Scheer [96, 97] wieder.

Der Nachweis der Längssteife nach Theorie II. Ordnung ist vor allem für Beulfelder unter biaxialer Druckbeanspruchung zu führen, da Abtriebskräfte aus der Querdruckbeanspruchung auf die Steife wirken. Der Längssteifennachweis kann dabei analog zum Quersteifennachweis als Spannungsnachweis nach Theorie II. Ordnung unter Ansatz einer sinusförmigen Vorverformung an einem Ersatzsystem durchgeführt werden, siehe Abs. 3.4.

3.4 Längssteifennachweis nach Theorie II. Ordnung

3.4.1 Nachweisverfahren

Ein separater Beulsicherheitsnachweis der Längssteife nach Theorie II. Ordnung ist erforderlich, wenn der Gesamtfeldnachweis aufgrund unklarer Beulwerte nicht möglich ist oder eine Beanspruchung aus Querrichtung vorliegt. Die Beulabminderungskurve bei Querbeanspruchung ist zur Abbildung eines globalen Steifenversagens nicht ausreichend durch experimentelle Versuche belegt. [99]

Der Nachweis der Längssteife nach Theorie II. Ordnung ist in DIN EN 1993-1-5 nicht explizit enthalten. In der älteren DASt-Ri 012 und der DIN 18800-3 sollte der Längssteifennachweis analog zum Quersteifennachweis erfolgen, d.h. der Längssteife wird an einem Ersatzsystem eine sinusförmige Vorkrümmung sowie Ersatzbelastung aufgeben. Anschließend wird ein Spannungsnachweis geführt. Bei dem Ersatzsystem der Steife handelt es sich um einen Einfeldträger, der aus dem Steifenquerschnitt und dem mittragenden angrenzenden Plattenstreifen besteht, siehe Bild 3.28.

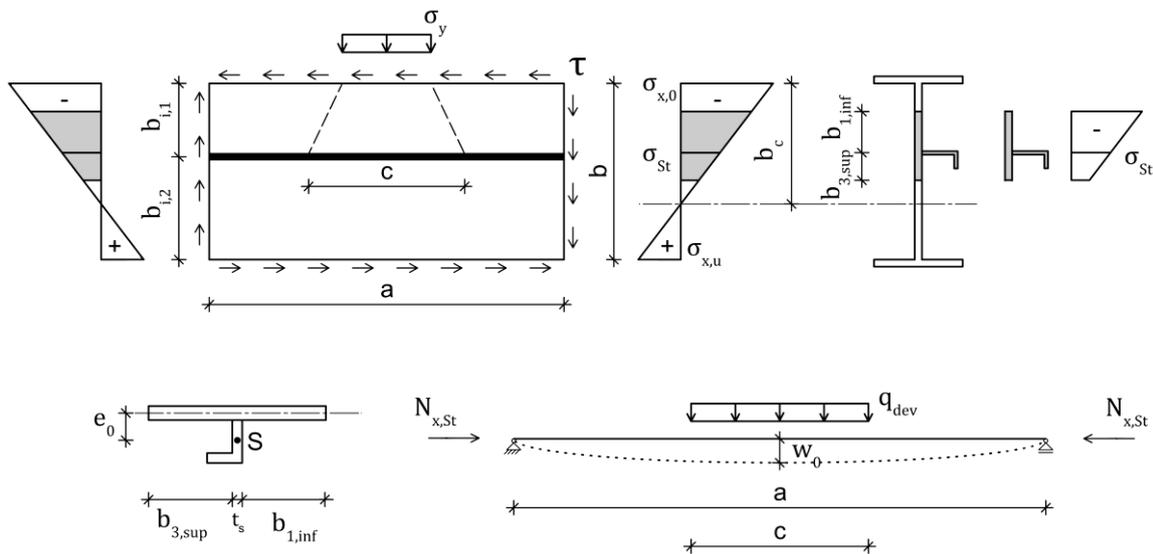


Bild 3.28: Ersatzsystem einer Längssteife

Der Tragsicherheitsnachweis der Längssteife am Ersatzsystems erfolgt mit Hilfe eines Spannungsnachweises für die Ober- bzw. Unterseite des Steifenquerschnitts nach Theorie II. Ordnung gem. Gl. (3.52) und Gl. (3.53).

$$\sigma_{st} + \frac{M_{st,ThII0}}{I_{st}} \cdot z_0 \leq f_y / \gamma_{M1} \quad (3.52)$$

$$\frac{M_{st,ThII0}}{I_{st}} \cdot z_u \leq f_y / \gamma_{M1} \quad (3.53)$$

Die Beanspruchungen aus beulaussteifender Wirkung resultieren aus den Längsspannungen σ_x bzw. $N_{x,st}$ und aus Abtriebskräften q_{dev} bzw. $p_{a,\sigma}(x)$ infolge Querdruckbeanspruchung σ_y .

Die Steifennormalkraft $N_{x,st}$ resultiert aus den Längs- und Schubspannungen in der Platte, vgl. Gl. (3.54). Dabei wirkt die Steifennormalkraft $N_{x,st}$ in Plattenebene und weist bei einseitig oder asymmetrisch angeordneten Steifen einen Versatz zum Schwerpunkt des Ersatzsystems auf.

$$N_{x,st} = N_{x,st,\sigma} + N_{x,st,\tau} \quad (3.54)$$

Die Steifennormalkraft aus Längsspannungen $N_{x,st,\sigma}$ ergibt sich aus der an der Steife vorliegende Längsspannung integriert über die anteilige Bruttoquerschnittsfläche gemäß Bild 3.29. Die anteilige Bruttoquerschnittsfläche der Platte ist gem. Bild 3.20 zu bestimmen.

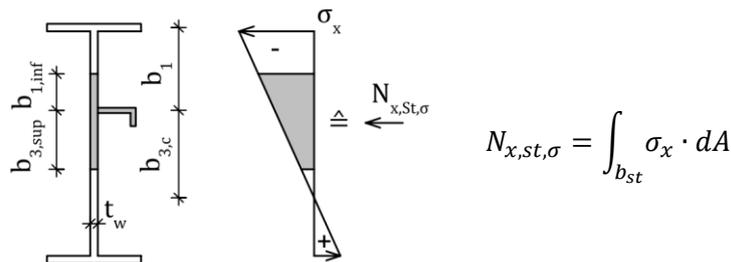


Bild 3.29: Resultierende Beanspruchung auf die Steife aus Längsdruck

Die Steifennormalkraft aus Schubspannungen $N_{x,st,\tau}$ kann vereinfacht als eine über die Steifenlänge integrierte anteilige horizontale Schubkraftkomponente berechnet werden, siehe Bild 3.30.

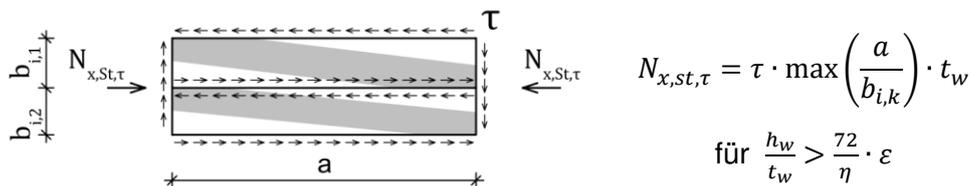


Bild 3.30: Resultierende Beanspruchung auf die Steife aus Schubspannung

Die Abtriebskräfte q_{dev} resultieren aus der Querdruckbeanspruchung $\sigma_{y,st}$ und lassen sich gemäß Gl. (3.55) nach dem Vorbild der Abtriebskräfte an Quersteifen bestimmen, s.a. Bild 3.31. Die Abtriebskraft q_{dev} ist von der Verformung $w(x)$ abhängig, welche sich aus der Vorverformung w_0 und der elastischen Verformung w_{el} infolge Steifenbeanspruchung zusammensetzt, sodass die Abtriebskraft nur iterativ bestimmt werden kann. Praktische Lösungen zu diesem Problem finden sich in [99, 122].

$$q_{dev} = \sigma_{y,st} \cdot t_w \cdot w(x) \cdot \left(\frac{1}{b_{i,1}} + \frac{1}{b_{i,2}}\right) \quad (3.55)$$

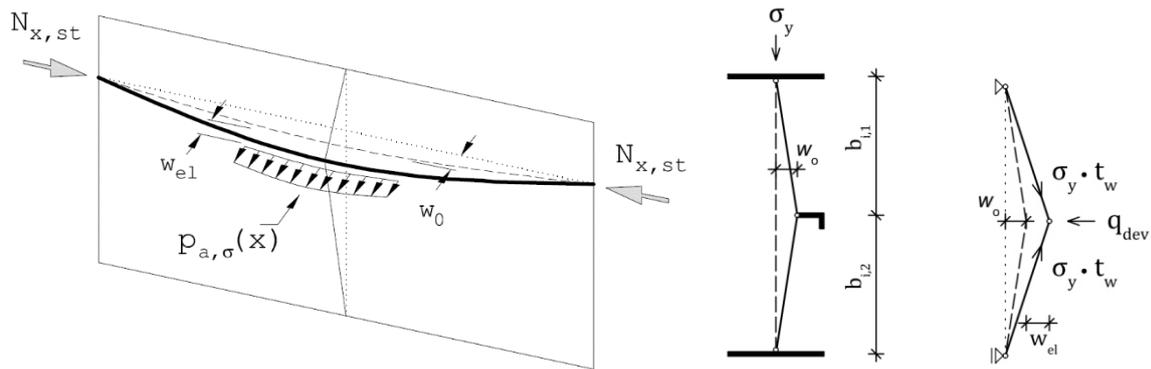


Bild 3.31: Beanspruchung der Längssteife aus Längsdruck und Abtriebskräften [122]

Von *Kuhlmann et al.* wird in [99] eine alternative Methode zur Berücksichtigung der Abtriebskräfte aus Querdruck vorgestellt, mit der die iterative Ermittlung der Abtriebskraft q_{dev} entfällt. Hierfür wird die Längssteife sowie der Bereich des querdruckbeanspruchten Platte als Stabwerksmodell abgebildet, siehe Bild 3.32.

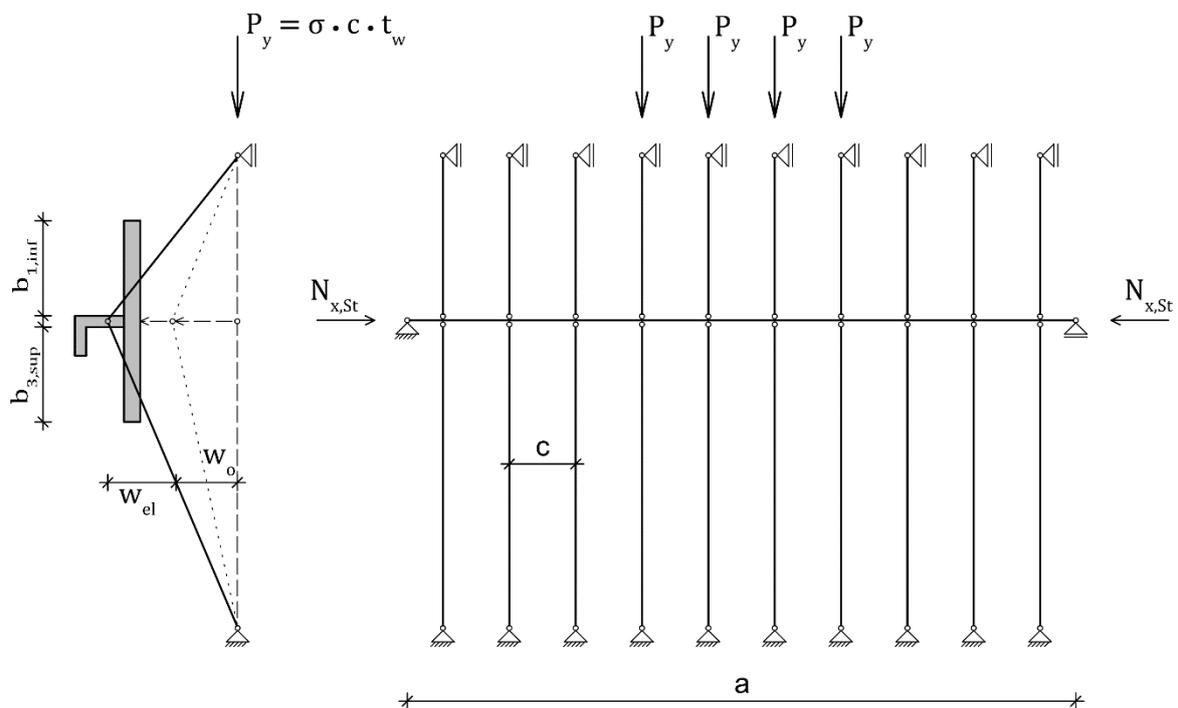


Bild 3.32: Stabwerksmodell der querdruckbeanspruchten Längssteife [99]

Das Stabwerksmodell besteht aus dem Ersatzsystem der Längssteife als Einfeldträger sowie zusätzlichen in vertikaler Richtung gelenkig und vertikal verschieblich angeordneten Fachwerkstäben. Die Kopplung der Fachwerkstäbe mit der Längssteife berücksichtigt im ausgelenkten Zustand die Abtriebskräfte infolge der einwirkenden Querdruckbeanspruchung.

Das Maß der anzusetzenden geometrischen Ersatzimperfection w_0 für das Ersatzsystem der Längssteife wird im nachfolgenden Abschnitt behandelt.

3.4.2 Geometrische Ersatzimperfection

Die Vorkrümmung w_0 entspricht der geometrischen Ersatzimperfection, welche strukturelle und geometrische Einflüsse beinhaltet. Die DIN EN 1993-1-5 enthält für Beulsicherheitsnachweise auf Basis einer nichtlinearen FE-Analyse Angaben zu geometrischen Ersatzimperfectionen, welche nach Teil- und Gesamtfeld unterschieden werden, siehe Abs. 3.2.3.8.

Untersuchungen zum Ansatz geometrischer Ersatzimperfectionen an querdruckbeanspruchten Platten nach *Garciano* [76] zeigen, dass das Maß der Vorverformung nicht ausschließlich über die Längssteife definiert wird, sondern ebenfalls durch die angrenzenden Teilfelder beeinflusst wird.

Unter Querdruckbeanspruchung kann ab einer gewissen Steifigkeit γ_{sl} das Einzelfeldbeulen überwiegen. Die Längssteife wird in diesem Fall nicht nur durch Abtriebskräfte aus Vorkrümmung und Ausknicken der Längssteife beansprucht, sondern zusätzlich aus Abtriebskräften der beulgefährdeten Einzelfelder. *Garciano* konnte ein Steifigkeitskriterium zur Abgrenzung von Einzelfeldversagen bei Querdruckbeanspruchung herleiten, welches sich in Gl. (3.56) in aufbereiteter Form nach [90] wiederfindet.

$$\gamma_{sl} \geq \gamma_{sl}^* = 13 \left(\frac{a}{h_w} \right)^3 + 210 \left(0,3 - \frac{b_1}{a} \right) \quad \text{für } \frac{b_1}{a} \leq 0,3 \quad (3.56)$$

Eine umfangreiche Parameterstudie zum Einfluss des Einzel- bzw. Teilfeldversagens auf die Traglast einer unter Querdruck stehenden längsausgesteiften Platte findet sich in der Arbeit von *Seitz* [122] wieder. In den Untersuchungen von *Seitz* wurden Versagenslasten eines Ersatzsystems der Längssteife mit einer geometrisch und materiell nichtlinearen FE-Berechnung unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfectionen gem. DIN EN 1993-1-5 verglichen.

Nach *Seitz* kann bei vorliegender Querdruckbeanspruchung die geometrische Ersatzimperfection mit einem konstanten Vorverformungsanteil $w_{0,1}$ und einem variablen Anteil $w_{0,2}$ angenommen werden. Der Anteil $w_{0,1}$ berücksichtigt dabei den Einfluss der Vorverformung der Längssteife und der variable Anteil $w_{0,2}$ den Einfluss des Einzelfeldversagens. Der Ansatz des Vorverformungsanteils $w_{0,2}$ kann mit Hilfe eines Vergleichs zwischen der Einzelfeld Beanspruchbarkeit $F_{R,w}$ und der Längssteifen Beanspruchbarkeit $F_{R,st}$ definiert werden. Er ist nur dann zu berücksichtigen, wenn ein Einzelfeldversagen auftreten kann, da nur in diesem Fall höhere Abtriebskräfte resultieren.

Als Alternative kann das Steifigkeitskriterium nach *Garciano* [76] zur Abgrenzung von Einzelfeldversagen angewendet werden. Die Berechnung der geometrischen Ersatzimperfection kann auf Grundlage von *Seitz* [122] unter Anwendung von *Garciano* gem. Gl. (3.57) vereinfacht werden.

$$w_0 = w_{0,1} + w_{0,2} \quad (3.57)$$

mit

$$w_{0,1} = a/400 \leq b/400, \text{ wenn } \alpha \leq 1$$

$$w_{0,2} = \max. b_{ik}/200 \quad \text{für } \gamma_{sl} \geq \gamma_{sl}^*$$

$$w_{0,2} = 0 \quad \text{für } \gamma_{sl} < \gamma_{sl}^*$$

$$\gamma_{sl}^* = 13 \left(\frac{a}{h_w} \right)^3 + 210 \left(0,3 - \frac{b_1}{a} \right) \quad \text{für } \frac{b_1}{a} \leq 0,3$$

Von *Kuhlmann et al.* wird in [99] ein weiteres Konzept zum Tragsicherheitsnachweis für die querdruckbeanspruchte Längssteife als Knickstab nach Theorie II. Ordnung vorgestellt. Der Stich der geometrischen Ersatzimperfektion $w_{0,pc}$ wird dabei linear zwischen plattenartigem und knickstabähnlichen Verhalten gem. Gl. (3.58) interpoliert:

$$w_{0pc} = w_{0c} - (w_{0c} - w_{0p}) \cdot \xi \quad (3.58)$$

Die geometrische Ersatzimperfektion für plattenartiges Verhalten einer längsausgesteiften Platte entspricht Gl. (3.58) gem. DIN EN 1993-1-5, Anhang C.

$$w_{0p} = a/400 \quad (3.59)$$

Die Ersatzimperfektion für knickstabähnliches Verhalten w_{0c} berücksichtigt in Anlehnung an die DIN EN 1993-1-5, Abs. 4.5.3 den vergrößerten Imperfektionsbeiwert α_e für längsausgesteifte Platten. Der Imperfektionsbeiwert α gemäß den europäischen Knickspannungslinien ist auf eine Herstellungsgenauigkeit von 1/1000 der Stablänge ausgelegt. Für angeschweißte Steifen ist ein vergrößerter Imperfektionsbeiwert α_e vgl. Gl. (3.60) erforderlich, da die Herstellungsgenauigkeit nach EN 1090-2 für geschweißte Steifen 1/500 der Knicklänge beträgt und die Querschnittsform des Steifenquerschnitts von den europäischen Knickspannungslinien abweicht [88, 89, 113].

$$\alpha_e = \alpha + \frac{0,09}{i/e} \quad (3.60)$$

mit

$$i = \sqrt{\frac{I_{sl,1}}{A_{sl,1}}}$$

e = max (e_1 , e_2) Exzentrizitätsmaß

e_1 und e_2 , siehe Bild 3.33

α = 0,21 (Kurve a) für nicht ausgesteifte Platten

= 0,34 (Kurve b) für Hohlsteifenquerschnitte

= 0,49 (Kurve c) für offene Steifenquerschnitte

$I_{sl,1}$ Flächenträgheitsmoment der Steife mit angrenzenden Bruttobreiten

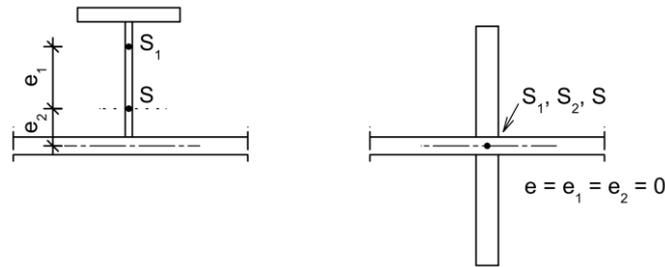


Bild 3.33: Exzentrizitäten von Steifenquerschnitten

Der Stich der Ersatzimperfektion für knickstabähnliches Verhalten w_{0c} in Funktion des erhöhten Imperfektionsbeiwertes α_e ist in Gl. (3.61) angegeben, s.a. Bild 3.34. Die Funktion ist von den Imperfektionsbeiwerten α der Knickspannungslinien b, c, und d sowie den zugehörigen geometrischen Ersatzimperfektionen gemäß DIN EN 1993-1-1 und NDP zu Abschnitt 5.3.2(3) bzw. Tabelle NA.1 abgeleitet. [113]

$$w_{0c} = a/d_c \quad (3.61)$$

mit

$$d_c = 705 \cdot \alpha_e^2 - 1250 \cdot \alpha_e + 690 \quad \text{für } 0,3 < \alpha_e < 0,9$$

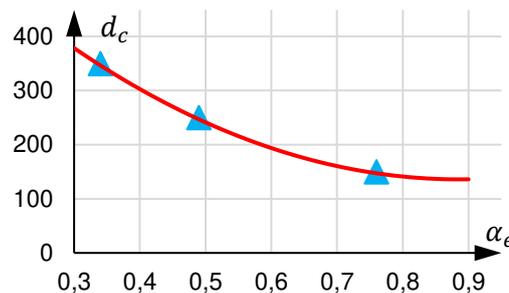


Bild 3.34: Geom. Ersatzimperfektion in Abhängigkeit des Imperfektionsbeiwertes α_e

Der Wichtungsfaktor ξ gem. Gl. (3.62) wird bei Platten unter gemeinsamer Wirkung von Längs- und Querdruck ermittelt.

$$\xi = \frac{\sigma_{cr,p}}{\sigma_{cr,c}} - 1 \quad (3.62)$$

Die kritischen Beulspannungen für plattenartiges und knickstabähnliches Verhalten $\sigma_{cr,p}$ und $\sigma_{cr,c}$ werden an gleichen Systemen ermittelt, da unterschiedliche statische Systeme zu einer Über- oder Unterschätzung des knickstabähnlichen Verhaltens führen können. Im Fall der Längssteife kann eine kritische Knickstabspannung, wie die Beulspannung, an dem Ersatzsystem der Steife bestimmt werden.

Die Ermittlung der kritischen Beulspannung baut auf der kritischen Knickspannung auf und wird um den stabilisierenden Anteil aus der Platte erweitert. Hierzu wird gem. DIN EN 1993-1-5 die stabilisierende Wirkung der angrenzenden Teilfelder mit Hilfe einer elastischen Bettung k_f idealisiert, siehe Gl. (3.63) sowie Bild 3.35. [90]

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 E I_{sl,1}}{a^2} \left(m^2 + \frac{k_f a^4}{m^2 \pi^4 E I_{sl,1}} \right) \quad (3.63)$$

mit

m Anzahl der Sinushalbwellen der Knickfigur

$$k_f = \left[\frac{b_1^2 \cdot b_2^2}{3 \cdot (b_1 + b_2) \cdot EI_{platte}} \right]^{-1} = \frac{(b_1 + b_2) \cdot Et^3}{3,64 \cdot b_1^2 \cdot b_2^2} \quad \text{für } m = 1$$

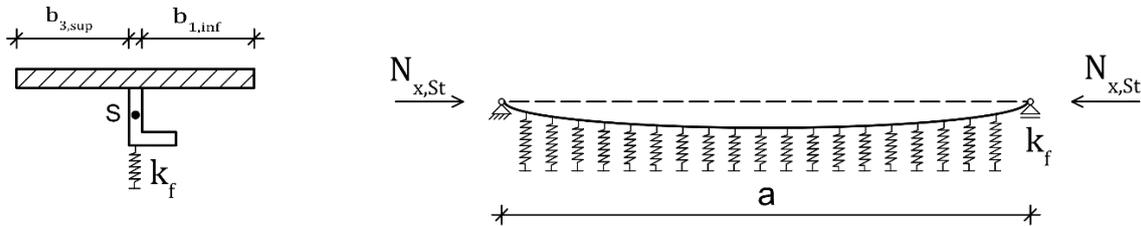


Bild 3.35: Elastisch gebetteter Knickstab der Längssteife

Die Berücksichtigung der Bettung k_f gem. Gl. (3.63) ist in den Formeln nach DIN EN 1993-1-5, A.2.2 zur Ermittlung der kritischen Plattenbeulspannung $\sigma_{cr,p}$ bereits enthalten, siehe Gl. (3.64). Die kritische Last gem. Gl. (3.63) ist nur für Systeme mit einer einwelligen Knickfigur gültig. Mehrwellige Knickfiguren führen zu einer abweichenden Bettung k_f des Ersatzsystems. Die Berechnung der kritischen Plattenbeulspannung entsprechend DIN EN 1993-1-5, A.2.2 unterscheidet die mehrwellige Knickfigur von der einfachen Knickfigur mit Hilfe einer geometrischen Randbedingung $a < a_c$, welche sicherstellt, dass $m \leq 1$ ist. Die kritische Plattenbeulspannung für $m > 1$ liegt auf der sicheren Seite

$$\sigma_{cr,p} = \sigma_{cr,p,sl} = \begin{cases} \frac{1,05 \cdot E}{A_{sl,1}} \sqrt{\frac{I_{sl,1} \cdot t_p^3 \cdot b}{b_1 \cdot b_2}} & \text{für } a \geq a_c \\ \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{sl,1}}{A_{sl,1} \cdot a^2} + \frac{E \cdot t_p^3 \cdot b \cdot a^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot (1 - \nu^2) \cdot A_{sl,1} \cdot b_1^2 \cdot b_2^2} & \text{für } a < a_c \end{cases} \quad (3.64)$$

mit

$$a_c = 4,33 \sqrt[4]{\frac{I_{sl,1} \cdot b_1^2 \cdot b_2^2}{t_3 \cdot b}}$$

Die kritische Knickspannung $\sigma_{cr,c}$ bestimmt sich analog zu Gl. (3.64) unter Vernachlässigung des Bettungsanteils k_f , siehe Gl. (3.65).

$$\sigma_{cr,c} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{sl,1}}{A_{sl,1} \cdot a^2} \quad (3.65)$$

Die Berücksichtigung höherer Abtriebskräfte aus Querdruck infolge Einzelfeldbeulen, wie von *Seitz* vorgeschlagen, wird von *Kuhlmann et. al* [99] nicht berücksichtigt. Stattdessen wird neben dem Tragsicherheitsnachweis eine Beschränkung der zusätzlichen Verformung der Steife von $\Delta w_{sl,Th.II.O.} \leq a/300$ vorgeschlagen.

3.4.3 Untersuchungen zum mittragenden angrenzenden Plattenstreifen

Der Beulnachweis der Längssteife an einem Ersatzsystem nach Theorie II. Ordnung idealisiert den Ersatzquerschnitt mit den Bruttoflächen der an die Längssteife angrenzenden Plattenstreifen. In DIN EN 1993-1-5 werden jedoch bzgl. der an die Steife angrenzenden Plattenstreifen widersprüchliche Angaben gemacht. Nachfolgender Abschnitt untersucht den Einfluss der unterschiedlichen geometrischen Ansätze von mittragenden Plattenstreifen auf den Beulsicherheitsnachweis.

In DIN EN 1993-1-5 sind in unterschiedlichen Abschnitten die in der nachfolgenden Auflistung aufgeführten mittragenden Plattenstreifen zu finden, s.a. Bild 3.36:

- Bruttofläche bzw. falls erforderlich Nettoflächen nach der Methode der wirksamen Breite der angrenzenden Einzelfelder (DIN EN 1993-1-5, Abs. 4.5 bzw. Anhang A)
- Angrenzende Plattenbreite je Seite von $15 \cdot \varepsilon \cdot t$ nach DIN EN 1993-1-5, Abs. 9.1
- Angrenzende Plattenbreite je Seite von $10 \cdot \varepsilon \cdot t$ nach prEN1993-1-5, Abs. 6.5.1(5)

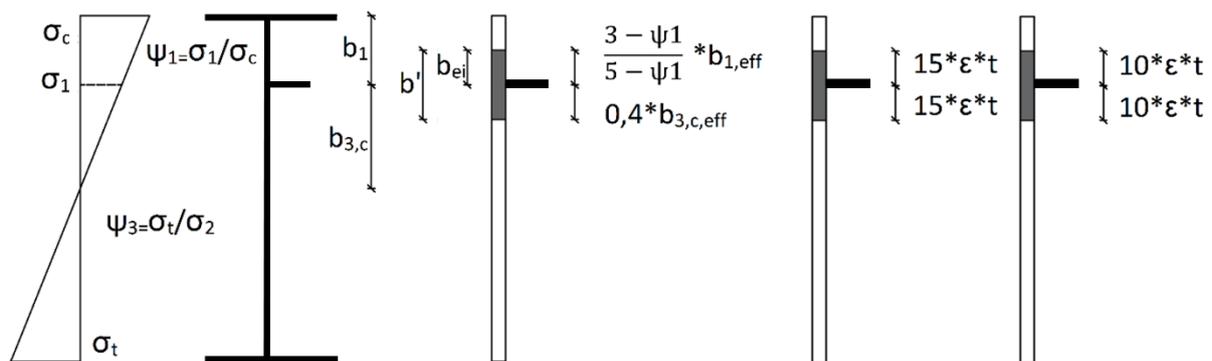


Bild 3.36: Varianten mittragender Plattenstreifen von Längssteifen

Der Ansatz eines Plattenstreifens, der von der Blechdicke t_p und der Proportionalitätsgrenze ε abhängig ist (Fall b und c) stellt eine einfache Lösung zur Dimensionierung der Längssteife in Abhängigkeit der bezogenen Steifigkeit γ_{sl} ohne Kenntnis über den tatsächlich vorliegenden Spannungszustand dar. Ein Versuch zur Herleitung dieses mittragenden Plattenstreifens findet sich in [102].

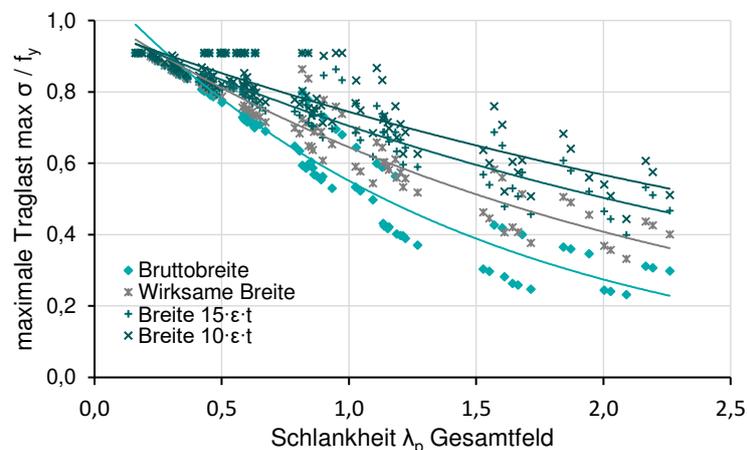
In einer Parameterstudie wird der Einfluss unterschiedlicher Annahmen für den Plattenstreifen auf die Beulnachweise untersucht. Es werden die in Tabelle 3.5 aufgeführten Parameter untersucht. In Abhängigkeit der bezogenen Steifigkeit der Längssteife γ ergibt sich iterativ der erforderliche Längssteifenquerschnitt als einseitig angeordnete Flachstahlsteife mit einer Blechdicke von 10 mm. Die Berechnungsschritte der Parameterstudie sind in Anhang A1 zusammengefasst.

Tabelle 3.5: Steuergrößen der Parameterstudie zu Ersatzquerschnitts-Abmessungen

Parameter	Werte
Seitenverhältnis α [-]	1, 1.5, 2, 4
b/t - Verhältnis [-]	45, 90, 180
Blechdicke t [mm]	5, 10, 15
Bezogene Steifigkeit der Längssteife γ_{sl} [-]	25, 50, 100
Angrenzender Plattenstreifen des Ersatzquerschnitts	Bruttobreite, wirksame Breite, $15 \cdot \varepsilon \cdot t$, $10 \cdot \varepsilon \cdot t$

Die Auswirkung unterschiedlicher Plattenstreifen wird durch einen Vergleich der maximal aufnehmbaren Beanspruchung zur Streckgrenze f_y bewertet. Der nach der maximalen Traglast aufgelöste Beulnachweis wird auf Grundlage der kritischen Spannungen nach DIN EN 1993-1-5, A.2.2 geführt. Die kritische Beulspannung $\sigma_{cr,p}$ wird dabei auf Grundlage eines elastisch gebetteten Knickstabes ermittelt. Dieser Ersatzquerschnitt besteht nach DIN EN 1993-1-5, A.2.2 aus der aus dem Beulfeld herausgelösten Längssteife und den Bruttoflächen der angrenzenden Plattenstreifen.

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind in Bild 3.37 zusammengefasst. Anhand der eingezeichneten Trendlinien wird deutlich, dass ein vereinfachter Ansatz von angrenzenden Plattenstreifen zu höheren Traglasten führt als unter Ansatz von Bruttobreiten. Dies kann durch zunehmende kritische Spannungen begründet werden. Daher sollten diese immer mit Bruttoquerschnittswerten bestimmt werden.

**Bild 3.37:** Maximale Traglast für unterschiedliche angrenzende Plattenstreifen

Der an die Längssteife angrenzende Plattenstreifen hat einen direkten Einfluss auf die Größenordnung der kritischen Spannung. Bei einem schmalen Plattenstreifen nimmt die auf die Fläche des Ersatzquerschnittes bezogene Steifigkeit der Längssteife zu, sodass ebenfalls die kritischen Spannungen ansteigen. Dies führt zu einer Reduktion der bezogenen Schlankheit und demnach zu geringeren Beulabminderungswerten ρ_c bzw. zu einem geringeren Stich der geometrischen Ersatzimperfection $w_{0,pc}$. Die Traglast des ausgesteiften Beulfeldes würde in diesem Fall fälschlicherweise zunehmen. Vereinfachte Ansätze der angrenzenden Plattenstreifen eignen sich demnach nur zur konstruktiven Dimensionierung des Steifenquerschnitts.

Da bei der Methode der wirksamen Breiten kein Einzelfeldnachweis geführt wird, muss der Beuleinfluss der Einzelfelder im Nachgang durch Ansatz eines Abminderungsbeiwertes $\beta_{A,C}$ auf die bereits reduzierte längsausgesteifte Platte berücksichtigt werden.

3.4.4 Validierung des Steifennachweis nach Theorie II. Ordnung

Zur Validierung des Beulnachweis der Längssteife nach Theorie II. Ordnung wird zunächst der Beulnachweis einer längsausgesteiften Platte nach reduzierten Spannungen unter Anwendung der kritischen Spannungen nach DIN EN 1993-1-5, A.2.2 bzw. Gl. (3.64) und (3.65) mit der numerisch ermittelten Traglast anhand einer Parameterstudie verglichen. Es werden die Parameter aus Tabelle 3.6 untersucht.

Tabelle 3.6: Steuergrößen der erweiterten Parameterstudie für Beulfelder

Parameter	Werte
Seitenverhältnis α [-]	1, 1.5, 2, 4
b/t – Verhältnis [-]	45, 67.5, 90, 135, 180
Blechdicke t [mm]	5, 8, 10, 12, 15, 20
Bezogene Steifigkeit der Längssteife γ_{sl} [-]	15, 25, 35, 45, 55, 65
Nachweisverfahren	Gesamtfeldnachweis, GMNIA FE-Analyse, Theorie II. Ordnung am Ersatzsystem

Die FE-Analyse wird als geometrisch und materiell nichtlineare Berechnung unter Ansatz von geometrischen Ersatzimperfectionen gem. DIN EN 1993-1-5, Anhang C durchgeführt. Es wird vereinfacht ausschließlich die globale geometrische Ersatzimperfection der Längssteife mit $w_0 = a/400$ angesetzt, da das Steifenversagen die maßgebende Versagensform darstellt.

Die Parameterstudie, siehe Bild 3.38, hat für den untersuchten Parameterbereich ergeben, dass der Gesamtfeldnachweis nach DIN EN 1993-1-5, A.2.2 im Vergleich zur numerisch ermittelten Traglast immer auf der sicheren Seite liegt.

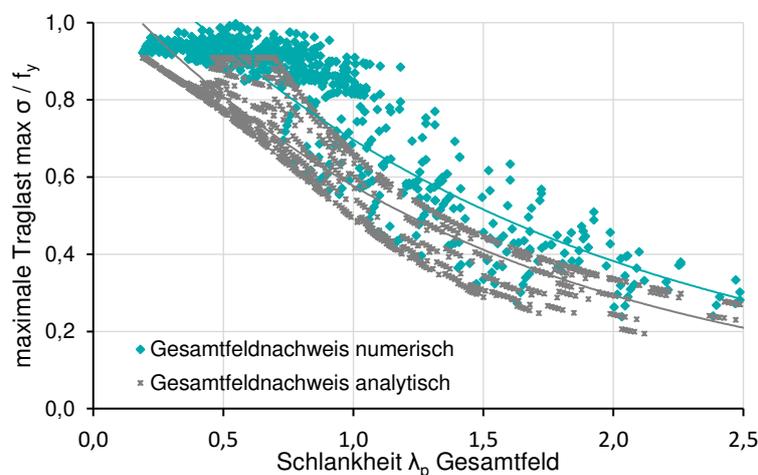


Bild 3.38: Numerische Traglast im Vergleich zum Gesamtfeldnachweis

Für die untersuchten Parameter wird als nächstes die Beultraglast anhand des Längssteifennachweis nach Theorie II. Ordnung am Ersatzsystem unter Ansatz von Bruttobreiten ermittelt. Dabei wird die Längsbeanspruchung dem Ersatzsystem jeweils mit und ohne Exzentrizität aufgegeben.

Einseitig angeordnete Steifen weisen einen Hebelarm zwischen dem Schwerpunkt des Ersatzquerschnittes und der Plattenmitte auf, sodass sich am Ersatzsystem der Längssteife ein Versatzmoment aufgrund exzentrisch angreifender Längsbeanspruchung ergibt. Die Berechnungsschritte der Parameterstudie können Anhang A1 entnommen werden.

Die Parameterstudie macht deutlich, siehe Bild 3.39, dass ein exzentrischer Lastangriff am Ersatzquerschnitt im Vergleich zum Gesamtfeldnachweis zu sehr konservativen Ergebnissen führt. Bessere Übereinstimmung wird durch eine Vernachlässigung der Exzentrizität erreicht. Die Vernachlässigung der Exzentrizität ist jedoch nur dann auf der sicheren Seite, wenn im Falle eines knickstabähnlichen Verhaltens die geometrische Ersatzimperfektion erhöht wird.

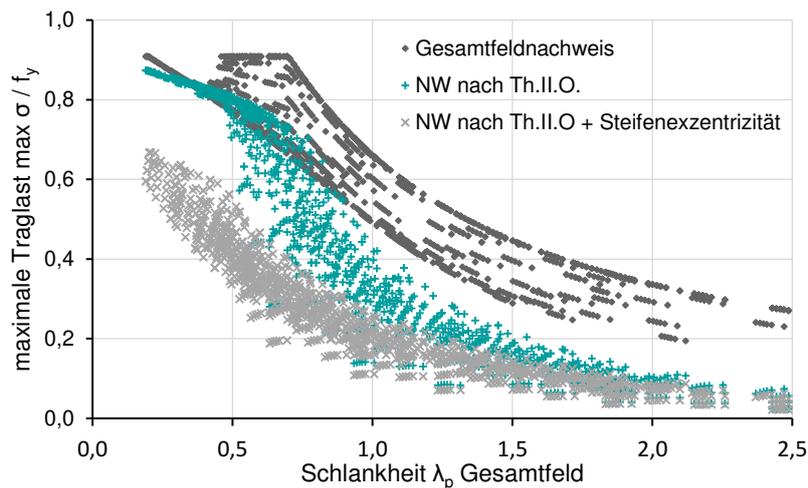


Bild 3.39: Einfluss der Wirkungslinie der Längsbeanspruchung

Ein vereinfachter Längssteifennachweis nach Theorie II. Ordnung liegt entsprechend der durchgeführten Untersuchungen im Vergleich zum Gesamtfeldnachweis nach DIN EN 1993-1-5, A.2.2 auf der sicheren Seite. Bei einseitig angeordneten Längssteifen kann ein exzentrischer Lastangriff vernachlässigt werden. Es ist jedoch darauf zu achten, dass die geometrische Ersatzimperfektion für knickstabähnliches Verhalten erhöht wird.

3.5 Zusammenfassung

In Kap. 3 wurden die Grundlagen und Hintergründe zu Beulnachweisen ausgesteifter Platten ausführlich dokumentiert, da die zugrundeliegenden Bemessungsnormen aufgrund zahlreicher Querverweise sowie fehlender Handlungsanweisungen nicht ohne Hintergrundinformationen anwendbar sind.

Ein vereinfachter Ansatz der angrenzenden Plattenstreifen, z.B. $15 \cdot \varepsilon \cdot t$ ist nur zur konstruktiven Dimensionierung des Steifenquerschnitts geeignet. Für Beulnachweise ist der angrenzende Plattenstreifen der Steife immer mit Bruttobreiten zu berücksichtigen, da ansonsten die Traglast überschätzt wird.

Ein vereinfachter Längssteifennachweis nach Theorie II. Ordnung liegt entsprechend der durchgeführten Untersuchungen im Vergleich zum Gesamtfeldnachweis nach DIN EN-1993-1-5, A.2.2 auf der sicheren Seite. Bei einseitig angeordneten Längssteifen kann ein exzentrischer Lastangriff vernachlässigt werden. Es ist jedoch darauf zu achten, dass die geometrische Ersatzimperfektion für knickstabähnliches Verhalten erhöht wird.

4 Gestaltung von geklebten Steifenquerschnitten

4.1 Einleitung

Eine klebgerechte Gestaltung ist ausschlaggebend zur Erzielung hoher Tragfähigkeiten geklebter Verbindungen. Konventionelle Konstruktionsweisen des Stahlbaus, wie sie sich aus den Fügetechniken Schweißen und Schrauben ergeben, können nicht direkt auf Klebeverbindungen angewendet werden.

In der konventionellen Bauweise werden Beulsteifen linienförmig an das Beulfeld angeschweißt. Die Kontaktfläche zwischen Platte und Längssteife entspricht in diesem Fall der Blechdicke der anzuschließenden Längssteife.

Die deutlich geringere Tragfähigkeit der Klebschicht im Vergleich zur Schweißnaht erfordert eine flächige statt linienförmige Kontaktfläche zur Kraftübertragung. Die Geometrie der Beulsteife muss somit dahingehend modifiziert werden, dass eine große Kontaktfläche zur Übertragung aller Beanspruchungen vorliegt, um ein hohes Flächenträgheitsmoment bei geringem Stahlverbrauch zu aktivieren.

Aufgrund der großen Festigkeitsunterschiede zwischen Klebstoff und Stahlfügeteil sowie den zusätzlich begrenzenden Adhäsionskräften, sind Schäl- und Spaltbeanspruchungen zu begrenzen. Zudem sind zur Erzielung hoher Tragfähigkeiten große überlappende Fügeflächen erforderlich.

4.2 Querschnittsform und Konstruktionsprinzip

Aufgrund der Anforderungen an den Längssteifenquerschnitt eignen sich standardisierte Walzprofilquerschnitte oder zusammengesetzte geschweißte Querschnitte. Zusammengesetzte geschweißte Querschnitte sind aufgrund der im reduzierten Ermüdungsfestigkeit sowie der großen geometrischen Imperfektionen infolge Schweißens nicht für den Anwendungsfall geeignet. Die Auswahl geeigneter Steifenquerschnitte wird daher auf Walzprofile beschränkt.

Quadrathohlprofilquerschnitte sowie I-Profile erfüllen hinsichtlich der Klebschichtbreite und des erforderlichen Flächenträgheitsmoments die Anforderungen am besten. Aufgrund des großen Flächenträgheitsmoment eines I-Profil reichen halbierte I-Profil Querschnitte aus.

In der nachfolgenden Parameterstudie werden unterschiedliche Steifenquerschnitte hinsichtlich des Stahlverbrauchs bewertet. Es werden Quadrathohlprofile (QRO) sowie halbierte IPE, HEA und HEB Profile für Beulfelder mit einer Breite b von 1000 bis 2000 mm sowie eine Blechdicke t von 6 bis 15 mm untersucht. Die Anforderung an die Mindeststeifigkeit der Längssteife in Form der bezogenen Steifigkeit $\gamma_{st} \geq 25$ nach DIN EN 1993-1-5 definiert die für die Parameterstudie erforderliche Profilgröße der Längssteife je Beulfeldabmessung.

Die Ergebnisse der Parameterstudie vgl. Bild 4.1 verdeutlichen, dass Längssteifen aus Quadrathohlprofilen hinsichtlich des Stahlverbrauchs die günstigste Lösung darstellen. Ein weiterer Vorteil der Quadrathohlprofile im Vergleich zu halbierten I-Profilen liegt in der höheren Maßhaltigkeit. Zusätzlich kann aufgrund der hohen Torsionssteifigkeit des Hohlprofils auf einen Nachweis ausreichender Torsionssteifigkeit verzichtet werden.

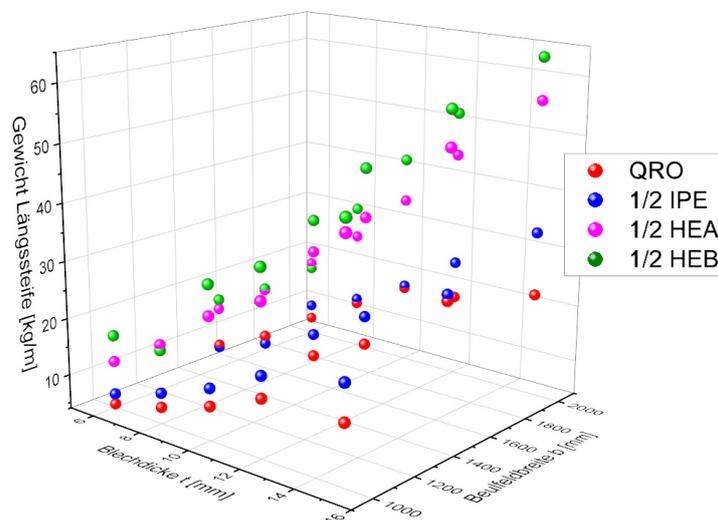


Bild 4.1: Parameterstudie zu Profilformen der Längssteife

Eingeklebte Steifen können im Gegensatz zu eingeschweißten Steifen nur diskontinuierlich angeordnet werden, da das Steifenende nicht ohne Weiteres mit der Quer- oder Auflagersteife verbunden werden kann. In Bild 4.2 sind zwei Varianten zur Anordnung von Längssteifen in Brückenquerschnitten dargestellt.

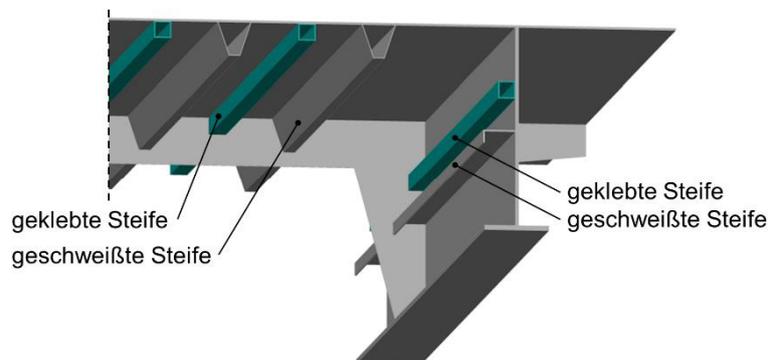


Bild 4.2: Diskontinuierliche Anordnung nachträglich eingeklebter Längssteifen

Eine kontinuierliche Anordnung der Längssteife bis zum Querträger stellt für die Beanspruchungsermittlung in der Verbundfuge zwischen Platte und Längssteife die einfachste Form dar, da die Längssteife als Einfeldträger idealisiert werden kann. In diesem Fall gilt sowohl die Platte, als auch die Längssteife am Stabende als aufgelagert, sodass die Beanspruchungen in der Klebschicht einem querkraftabhängigen Schubfluss gem. der Dübelformel entsprechen. Die Dübelformel zur Berechnung von Schubspannungen vernachlässigt die Schubgleitung, sodass die Schubspannungen nicht nach dem Elastizitätsgesetz bestimmt werden können, sondern nur über Gleichgewichtsbedingungen. [71]

Die diskontinuierlich angeordnete Steife kann am Beispiel des Einfeldträgers als Platte mit einer nicht durchgängigen Verstärkung betrachtet werden, welche in Folge der aussteifenden Wirkung auf Biegung beansprucht wird. Der Querschnittsprung am Steifenende führt bei Biegebeanspruchung zu Krümmungsdifferenzen zwischen dem ausgesteiften Querschnitt und dem nicht ausgesteiften Plattenrand vor dem Auflager. Neben einer Schubbeanspruchung resultieren in der Verbundfuge aus den Krümmungsdifferenzen quer gerichtete Zugspannungen, welche je nach Steifigkeitsgradient zwischen nicht ausgesteifter Platte und Steife zu hohen Spannungsspitzen führen können, s.a. Bild 4.3.

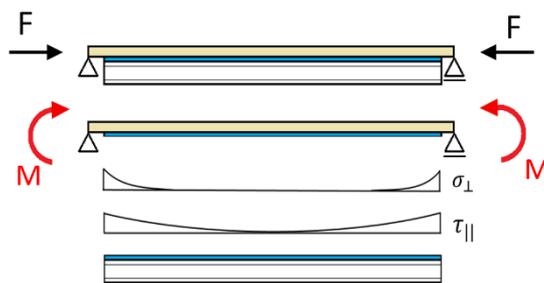


Bild 4.3: Klebschichtbeanspruchungen aus Biegebeanspruchung der einseitig angeordneten Längssteife aus Längsdruck

4.3 Konstruktive Ausbildung des Steifenendes

Konventionelle Längssteifen können kontinuierlich ausgebildet werden, sodass diese schubstarr mit den Quersteifen bzw. Querträgern verbunden sind. Die Längssteife wird bei der kontinuierlichen Ausführung durch den Querträger hindurchgeführt. Im Bereich der Durchdringung werden zur Reduzierung ermüdungskritischer Spannungsspitzen zusätzliche Freischnitte im Querträger vorgesehen.

Eine Durchführung der geklebten Steife durch den Querträger ist fertigungstechnisch nicht umsetzbar. Ein schubstarrer Anschluss der Längssteife an den Querträger nach dem Vorbild eines Schweißanschlusses ist ohne Weiteres nicht realisierbar. Die geklebte diskontinuierliche Längssteife muss gemäß [90] mit einem maximalen Abstand von $a \leq 3 \cdot t$ vor dem Querträger enden, siehe Bild 4.4.

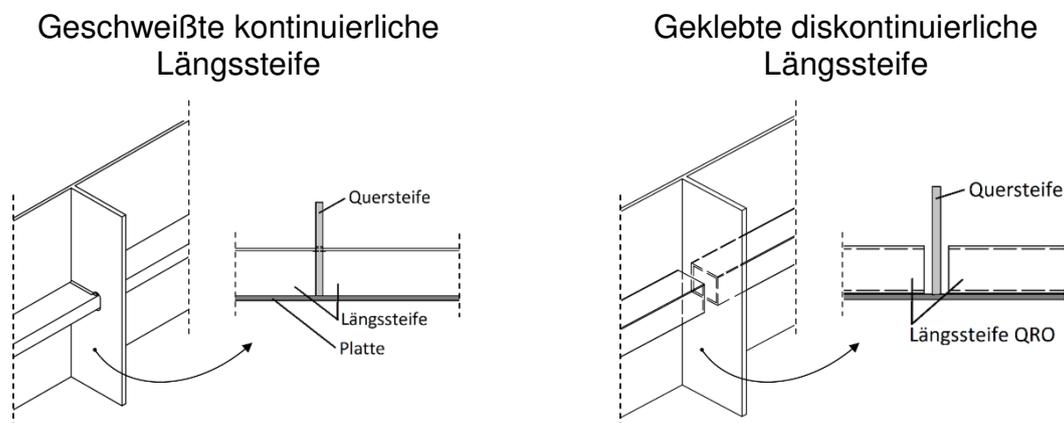


Bild 4.4: Kontinuierliche und diskontinuierliche Steifenanordnung

Die diskontinuierliche Verstärkung führt zu quer gerichteten Zugspannungen in der Klebschicht, welche aufgrund der Spannungsspitze ein vorzeitiges Versagen der Klebschicht verursachen. Die in Bild 4.5 dargestellten Maßnahmen sollen die Ausbildung der Querkzugspannungen reduzieren.

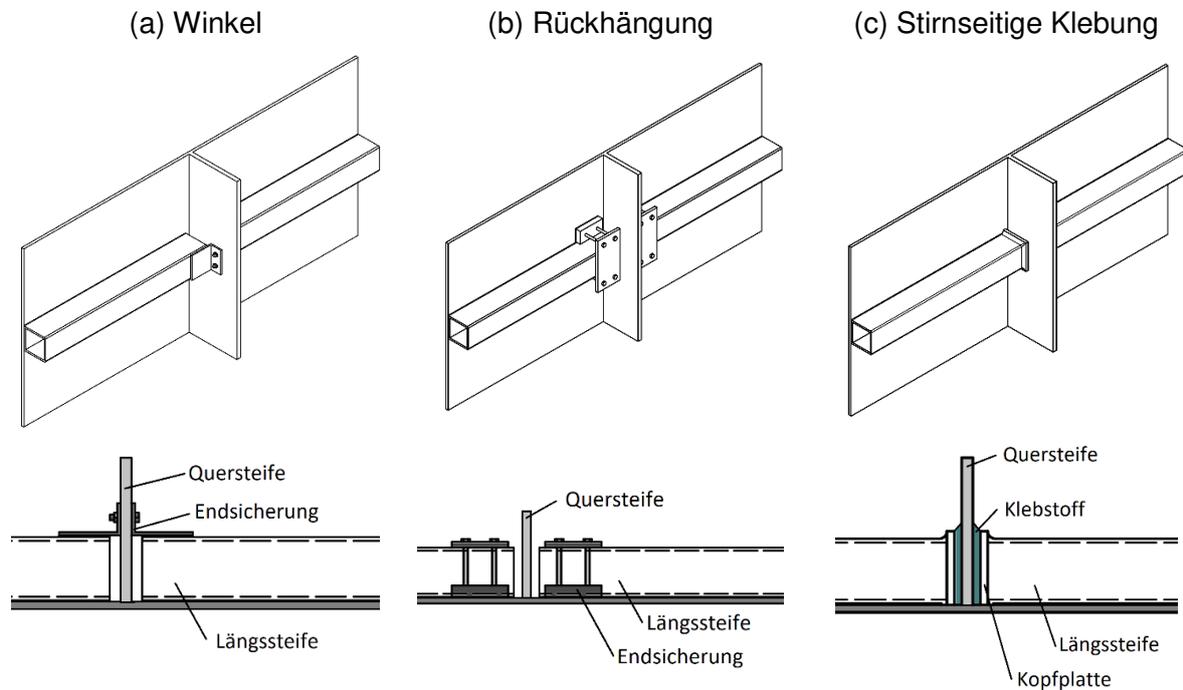


Bild 4.5: Varianten zur Sicherung des Längssteifenende vor Ablösen

Die Anordnung eines am Querträger befestigten und am Steifenende aufliegenden Winkels sorgt für eine kraftschlüssige Anbindung der Längssteife an den Querträger. Zur Sicherstellung einer kraft- und formschlüssigen Verbindung ist der Winkel mittels Passschrauben mit dem Querträger verbunden, siehe Bild 4.5 a.

Zur Vermeidung einer Schwächung des Querträgers kann eine Querschnittsverstärkung am Steifenende die kritische Ablösekraft steigern. Hierzu werden am Steifenende seitlich Stahl-Vollquerschnitte mit eingelassenen Gewindebohrungen aufgeklebt. Das Steifenende wird aus der Ebene mit einer Stahlplatte über Gewindestangen gekontert, sodass sich die auf Querkzug beanspruchbare Klebschichtfläche vergrößert wird, siehe Bild 4.5 b.

Eine dritte Variante stellt die stirnseitige Verklebung der Längssteife mit dem Querträger dar. Zur Sicherstellung einer ausreichenden Klebefläche wird am Steifenende des Quadrathohlprofils eine Kopfplatte angeordnet. Diese Kopfplatte kann über eine innenliegende Steckverbindung mit dem Steifenquerschnitt verklebt werden, siehe Bild 4.5 c.

4.4 Einfluss diskontinuierlicher Steifen auf das Beultragverhalten

Diskontinuierliche Steifenquerschnitte sind gemäß den Bemessungsnormen zulässig. Bisher wurde jedoch nicht untersucht, ob eine diskontinuierliche Steifenanordnung Einfluss auf das Beultragverhalten hat. Nachfolgend wird daher überprüft, ob die fehlende Verbindung zum Plattenrand einen Einfluss auf den Beulwert k_σ und den Widerstand gegen Plattenbeulen hat. Hierzu werden an allseitig gelenkig gelagerten Platten (Naviersche Lagerung, siehe Bild 4.6) vergleichende Beulwertberechnungen mit Hilfe der Eigenwertmethode für ein Seitenverhältnis von $\alpha = 1,5$ durchgeführt. Der Steifenquerschnitt wird mit einer bezogenen Steifigkeit $\gamma_{sl} > 25$ gem. Abs. 3.3.3 als Flachsteife dimensioniert.

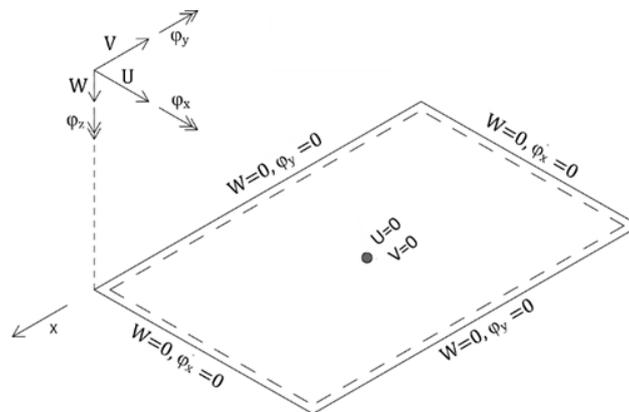


Bild 4.6: Naviersche Lagerung einer Platte

Die Ermittlung der kritischen Beulspannung nach der Eigenwertmethode mittels FEM erfolgt unter Vernachlässigung von Randsteifen oder Gurten. Alternativ kann die Torsionssteifigkeit der Längssteifen und die gegenseitige Verdrehbehinderung im Schnittpunkt zwischen Längs- und Querrand berücksichtigt werden, sodass aus deren aussteifender Wirkung höhere kritische Beulspannungen resultieren.

Der kleinste positive Eigenwert des untersuchten Beulfeldes beschreibt ausgehend von einem definierten Belastungszustand die Verzweigungslast, bei der das System theoretisch ausbeult. Unter der Annahme, dass ein Stegblech eines Hohlkastenquerschnittes auf konstantem Druck beansprucht wird, liegt in den Gurten der gleiche Spannungszustand wie an den äußeren Randfasern der Platte vor.

Je nach Eingabemethode ist zu beachten, dass bei Ansatz der Gurte als aussteifendes Element diese keine Längsdruckbeanspruchung aufnehmen können. Alternativ ist den Gurten eine Längsdruckbeanspruchung zu zuweisen. Ansonsten fällt der Beanspruchungszustand der Platte zu gering aus, sodass der resultierende Beulwert auf der unsicheren Seite liegt.

Die numerisch ermittelten Beulwerte, siehe Tabelle 4.1 und Tabelle 4.2, zeigen, dass eine diskontinuierliche Anordnung von Längssteifen keinen nennenswerten Einfluss (Abweichung $<1\%$) auf das Beultragverhalten haben. Dies gilt ebenfalls für die Beulwertermittlung unter Annahme der aussteifenden Wirkung der umgebenden Gurte und Randsteifen.

Tabelle 4.1: Beulwerte für konstanten Druck mit $\psi = 1$ und einem Seitenverhältnis $\alpha = 1,5$

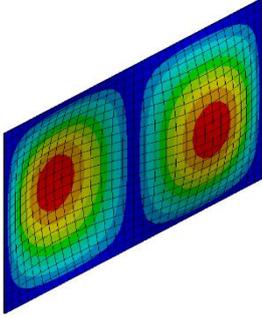
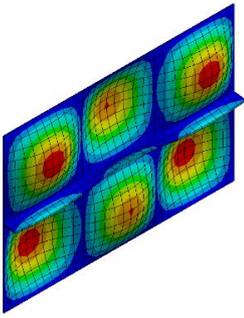
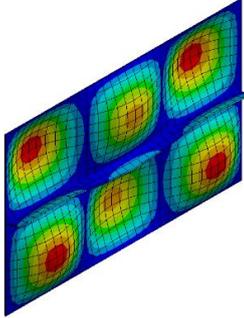
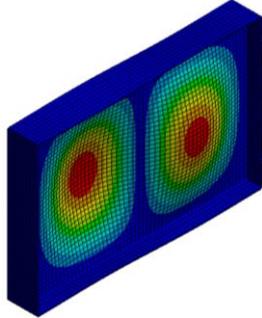
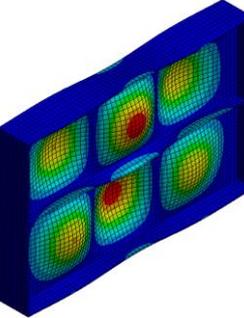
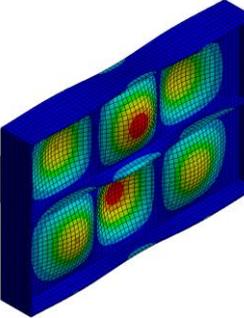
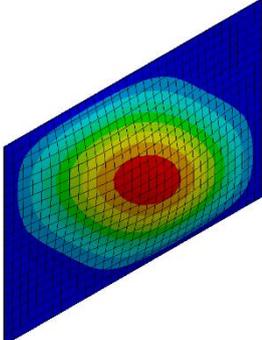
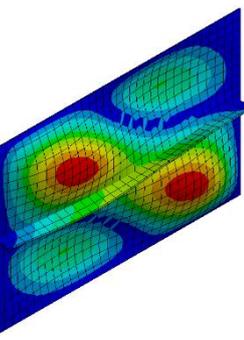
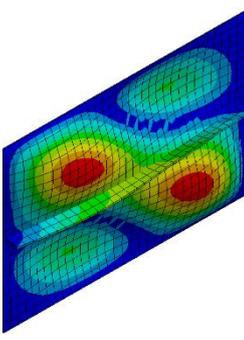
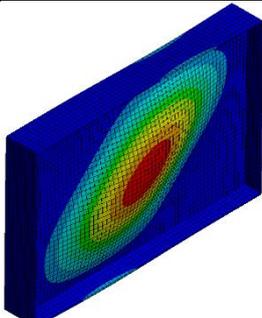
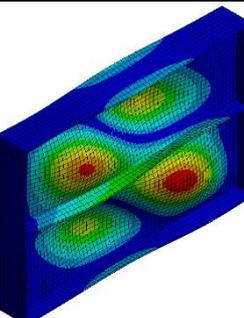
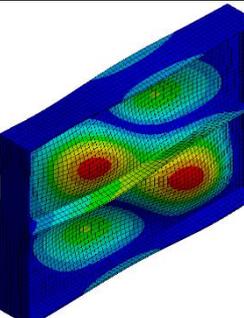
	nicht ausgesteifte Platte	kontinuierlich ausgesteifte Platte	diskontinuierlich ausgesteifte Platte
Naviersche Lagerung			
	$k_{\sigma} = 4,36$	$k_{\sigma} = 18,97$	$k_{\sigma} = 18,80$
Lagerung durch Gurte			
	$k_{\sigma} = 7,16$	$k_{\sigma} = 25,27$	$k_{\sigma} = 24,84$

Tabelle 4.2: Beulwerte für Schub und einem Seitenverhältnis $\alpha = 1,5$

	nicht ausgesteifte Platte	kontinuierlich ausgesteifte Platte	diskontinuierlich ausgesteifte Platte
Naviersche Lagerung			
	$k_{\tau} = 7,18$	$k_{\tau} = 22,66$	$k_{\tau} = 22,58$
Lagerung durch Gurte			
	$k_{\tau} = 10,06$	$k_{\tau} = 29,12$	$k_{\tau} = 28,22$

5 Mechanische Eigenschaften einer Klebefuge

5.1 Einleitung

Die Randbedingungen des Bauingenieurwesens erfordern Verfahren, die möglichst universell zur Bauteilauslegung angewendet werden können, da Bauwerke und Bauteile maßgeschneiderte Lösungen erfordern. Im Gegensatz zur Industrie kann im Bauwesen nur in wenigen Fällen eine serielle Fertigung eingesetzt werden. Die Tragfähigkeit von Bauteilen kann somit nicht für jedes Bauvorhaben individuell durch Versuche abgesichert werden, sondern ist anhand von geeigneten Modellen und Verfahren im Voraus mit ausreichender Sicherheit gegen Versagen nachzuweisen. Aus diesem Grund behindert die fehlende Kenntnis über das mechanische Verhalten von strukturellen Klebungen und geeigneter Ingenieurmodelle die breite Marktanwendung der Klebetechnik im Bauwesen.

Strukturelle Klebungen für Stahlbauteile sind nicht ausreichend erforscht, vgl. Kap. 2. Hierbei kann die Forschungslücke in drei Themenfelder getrennt werden: Statische Tragfähigkeit, Dynamische Tragfähigkeit und Dauerhaftigkeit. Nachfolgend wird ausschließlich die statische Tragfähigkeit von Klebungen betrachtet.

In Abs. 5.2 wird eine Übersicht über die Grundlagen der Klebstoffe gegeben. Hierbei wird der Ursprung der Bindungskräfte und die sich daraus ergebenden Eigenschaften des Klebeverbundes analysiert.

Zur Untersuchung geklebter Beulsteifen werden anhand eines Anforderungsprofils zwei Klebstoffe ausgewählt. Diese weisen unterschiedliche mechanische Eigenschaften auf, sodass in den experimentellen Untersuchungen der Einfluss mechanischer Eigenschaften von Klebstoffen bewertet werden können.

Die Festlegung einer einheitlichen Vorbehandlungs- und Applikationsmethode stellt sicher, dass die Klebstoffeigenschaften bestmöglich ausgenutzt werden und die Ergebnisse reproduzierbar sind.

Ziel dieses Kapitels ist die Ableitung einer Anstrengungshypothese zum Nachweis ausreichender Klebschichttragfähigkeit. Relevante Klebstoffkennwerte werden identifiziert und ermittelt. Bestehende Verfahren zur Ermittlung dieser mechanischen Klebstoffkennwerte werden analysiert und diskutiert. Zum Schluss wird eine Anstrengungshypothese für die ausgewählten Klebstoffe auf Basis von mechanischen Klebstoffkennwerten ermittelt und mit Hilfe einer geeigneten Versuchsvorrichtung validiert.

5.2 Grundlagen der Klebstoffe

5.2.1 Klebstoffpolymere

In der Kunststofftechnik werden Klebstoffe anhand ihrer Molekülstruktur in Duroplaste, Thermoplaste und Elastomere eingeteilt, s.a. Bild 5.1. Dabei kann es sich bei gleicher Polymerart durch das Beifügen von unterschiedlichen Additiven sowohl um ein Duroplast, ein Elastomer oder ein Thermoplast handeln. [59]

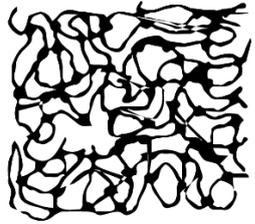
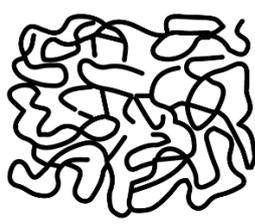
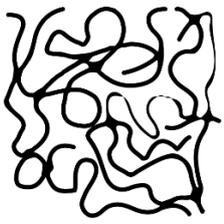
			
Duroplast	Thermoplast (amorph)	Thermoplast (teilkristallin)	Elastomer
elasto-plastisch			hyperelastisch

Bild 5.1: Makromolekülstruktur von Polymeren

Für die statische Auslegung von strukturellen Klebungen ist eine Einordnung entsprechend den Elastizitätseigenschaften besser geeignet, sodass zwischen elastoplastischen und hyperelastischen Klebstoffen unterschieden wird.

Reaktive Klebstoffe, wie Epoxidharze und 2K-Polyurethane, gehören aufgrund ihrer Energieelastizität zu der Gruppe der elastoplastischen Klebstoffe. Duroplaste weisen eng vernetzte Makromoleküle auf, welche auch bei hoher Temperatureinwirkung in einem starren Zustand verbleiben. Metacrylat-Klebstoffe gehören ebenfalls zu den elastoplastischen Klebstoffen, werden aber aufgrund ihrer Makromolekülstruktur den Thermoplasten zugeordnet. Thermoplaste weisen eine amorphe oder teilkristalline Makromolekülstruktur auf. Bei Temperatureinwirkung besitzen die Molekülketten eine hohe Beweglichkeit, sodass eine kontinuierliche Neuordnung der Moleküle relativ zueinander möglich ist [79]. Silikone werden aufgrund ihrer ausgeprägten Verformungseigenschaften und der Entropieelastizität den hyperelastischen Klebstoffen zugeordnet und gehören zur Gruppe der Elastomere. Die weitmaschige Vernetzung von Elastomeren ist temperaturunabhängig reversibel verformbar. Sie können jedoch nicht wie Thermoplaste infolge Temperatureinwirkung verflüssigt werden. [79]

In Bild 5.2 sind die Materialeigenschaften unterschiedlicher Klebstoffe in Abhängigkeit der Scherfestigkeit und Dehnung aufgezeichnet. Für strukturelles Kleben sind demnach Epoxidharze, PU und MMA Klebstoffe geeignet. Das Lastverformungsverhalten eines Klebstoffes kann dabei eine weite Bandbreite umfassen, sodass sich keine allgemeingültige Aussage anhand der chemischen Zusammensetzung treffen lässt, sondern die Klebstoffauswahl herstellertypspezifisch erfolgen muss.

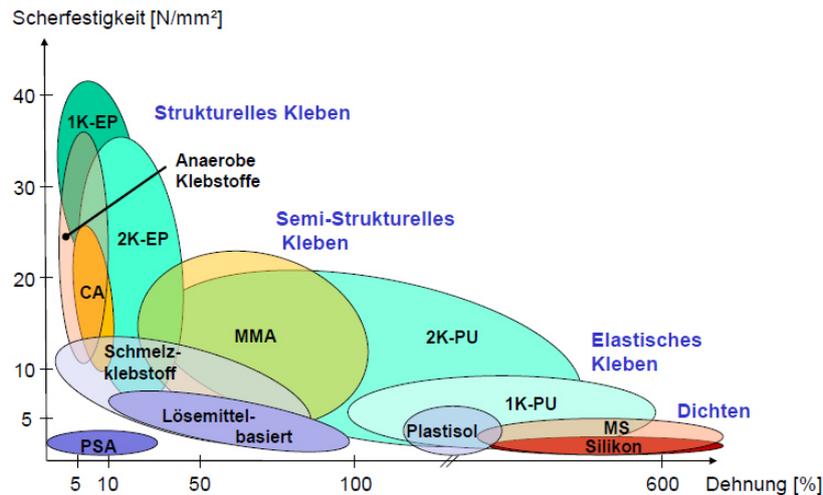


Bild 5.2: Qualitatives Spannungs- Dehnungsvermögen von Polymerklebstoffen [112]

Während des Fügens benötigen Klebstoffe eine hohe molekulare Beweglichkeit (beispielsweise als viskose Flüssigkeit) zur Erzielung einer guten Benetzung der Oberfläche und späteren Ausbildung zwischenmolekularer Kräfte. Im Endzustand soll die Klebschicht hingegen eine möglichst geringe molekulare Beweglichkeit aufweisen, damit Zug- und Schubkräfte übertragen werden können.

Der Verfestigungsmechanismus kann physikalisch oder chemisch erfolgen. Die physikalische Härtung erfolgt dabei durch Vorgänge wie Verdampfung, Erstarrung der Schmelze oder Diffusion. Dem entgegen stehen die chemisch härtenden Klebstoffe, welche aus einer chemisch reaktiven Gruppe bestehen. Diese härten unter bestimmten Umständen wie Beimischen einer zweiten Klebstoffkomponente, Zufügen von Wärme, Bestrahlung oder Reaktion mit Feuchtigkeit aus. [80]

Für strukturelle Klebungen werden vor allem zweikomponentige (2K) Klebstoffe eingesetzt, da diese ohne externe Reaktionspartner zuverlässig und reproduzierbar aushärten. Diese 2K-Reaktionsklebstoffe bestehen aus Monomeren bzw. Prepolymeren, welche für eine spätere chemische Reaktion zur Verfügung stehen. Die Reaktion wird ausgelöst, indem einer Grundkomponente A eine Komponente B beigemischt wird und die Monomere sich zu einem Polymer AB verbinden. Der Verfestigungsmechanismus der 2K Reaktionsklebstoffe kann dabei als Polyaddition oder Polymerisation ablaufen [80]. Gebräuchliche Klebstoffe sind:

- | | | |
|--|---|----------------|
| • 2K-Epoxidharzklebstoffe (EP) | } | Polyaddition |
| • 2K-Polyurethanklebstoffe (PU) | | |
| • 2K-Methylmethacrylatklebstoffe (MMA) | | Polymerisation |

Zur Polyaddition werden mindestens zwei Monomerarten benötigt, welche miteinander reagieren. Die Reaktion erfolgt zunächst paarweise zwischen den Monomeren durch Wandern von beweglichen Wasserstoffatomen von einer Komponente zur Anderen. Anschließend erfolgt ein Kettenwachstum der vorhandenen Kettensegmente stufenweise zu Makromolekülen (Stufenreaktion). Die Reaktion wird gestoppt, sobald keine freien Monomere oder Kettensegmente mehr vorhanden sind. [79]

Damit die Polyaddition vollständig reagieren kann, müssen die Reaktionspartner in einem stöchiometrischen Mischungsverhältnis vorliegen, d.h. die Reaktanten liegen im Gleichgewicht vor. Wird ein Reaktant im Überschuss eingesetzt führt dies entweder zu einer nicht vollständigen Verfestigung oder zu einer Überverfestigung mit einem spröden Materialverhalten [79]. Epoxidharz- und Polyurethanklebstoffe gehören zu den Polyadditionsklebstoffen, weshalb ein exaktes Mischungsverhältnis sowie eine vollständige Durchmischung für eine korrekte Aushärtung erforderlich sind.

Im Gegensatz zur Polyaddition härten MMA-Klebstoffe infolge einer Polymerisation aus. Die Besonderheit liegt in dem Vorhandensein von Kohlenstoff-Kohlenstoff Doppelbindungen des Acrylats. Durch Spaltung der Kohlenstoff-Doppelbindungen ergeben sich neue Bindungsmöglichkeiten mit anderen Monomeren. Die Polymerisation wird mit Hilfe von freien Radikalen aus peroxidbasiertem Härter und Aminen als Beschleuniger gestartet. Geringe Mischungsfehler führen bei der Polymerisation trotzdem zu einer vollständigen Aushärtung. [79]

Da die chemische Reaktion zwischen den reagierenden Komponenten bereits während des Mischens beginnt, muss die Klebstoffmischung zügig innerhalb der Topfzeit verarbeitet werden. Unter der Topfzeit versteht man die Verarbeitbarkeitsdauer von reaktiven Klebstoffen nach dem Anmischen bis hin zum endgültigen fixieren der Füge-teile, s.a. Bild 5.3. Die Topfzeit ist abhängig von der Reaktivität der Monomere, der Umgebungstemperatur sowie der Ansatzmenge und kann im Minuten bis Stundenbereich liegen. [80]

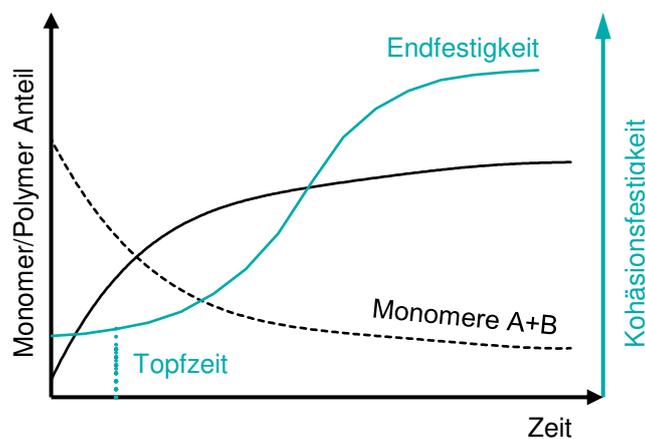


Bild 5.3: Abbindeverhalten chemisch härtender Klebstoffe

Chemische Vorgänge lassen sich durch erhöhte Temperaturen beschleunigen, da die Beweglichkeit der Monomermoleküle verbessert ist und sich reaktive Monomere schneller zur Polymerbildung annähern können. Die erforderliche Zeit bis zur vollständigen Polyaddition oder Polymerisation kann mit einer Sättigungskurve beschrieben werden. Mit zunehmender Reaktionszeit nimmt die Konzentration reaktiver Monomere ab und der Anteil an gebildeten Polymeren zu. [80]

Die abnehmende Reaktionsgeschwindigkeit führt dazu, dass eine unendlich lange Zeit erforderlich ist, bis die Reaktion vollständig abgelaufen ist. Liegen noch reaktive Monomere aufgrund des zunehmenden Polymeranteils in einem zu großen Abstand zueinander vor, können diese nicht mehr miteinander reagieren und der Klebstoff härtet nicht vollständig aus. Neben einem Ungleichgewicht der eingesetzten reagierenden Komponenten kann eine schlechte Durchmischung oder zu kalte Umgebungsbedingungen die Vernetzung des Klebstoffs beeinträchtigen. [80]

5.2.2 Bindungskräfte von Klebeverbunden

Eine Klebung ist eine stoffschlüssige Verbindung zwischen Füge­teilen zur Übertragung von Kräften. Die Tragfähigkeit dieses Klebeverbundes wird von der Festigkeit der Füge­teile, der Belastungsrichtung sowie der Klebschicht beeinflusst. Es kann zwischen Bindungskräften in der Grenzschicht und innerhalb der Klebschicht unterschieden werden, siehe Bild 5.4. Die in der Grenzschicht auftretende Bindungskraft wird Adhäsionskraft bzw. Haftungskraft und die innerhalb der Klebschicht wirkende Kraft als Kohäsionskraft bezeichnet.

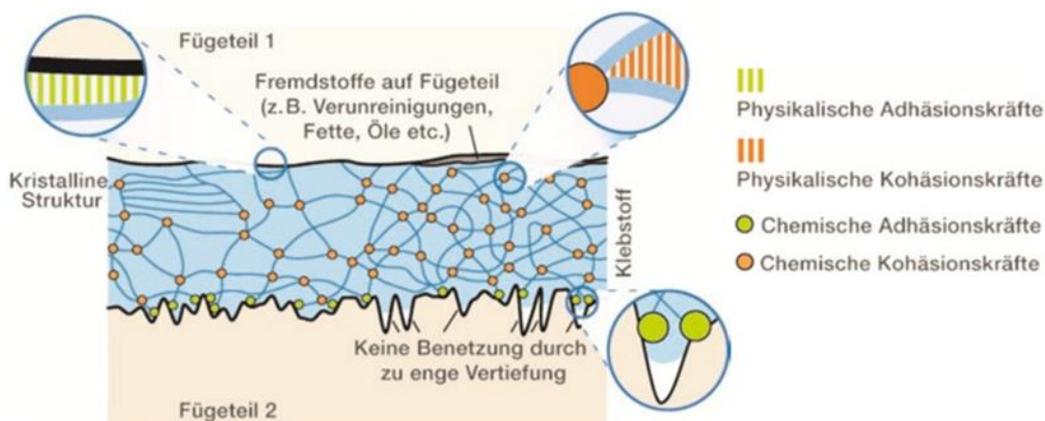


Bild 5.4: Adhäsions- und Kohäsionskräfte in einer Klebschicht [45]

Zu den adhäsiven Bindungskräften in der Grenzschicht existiert eine Vielzahl theoretischer Überlegungen. Die makroskopische Betrachtung der Adhäsionskräfte als eine vorrangige Verankerung des ausgehärteten flüssigen Klebstoffs in den Poren oder Kapillaren der Oberflächenstruktur ist im Vergleich zu den ausgezeichneten Adhäsionswerten von Klebschichten auf glatten Metall- oder Glasoberflächen nicht ausreichend. Die mechanische Verankerung von Klebstoffen hat nur bei sehr porösen Oberflächen wie Papier, Holz oder Kunststoffschäumen Relevanz. In diesen Fällen spricht man auch von formschlüssigen Verbindungen.

Die mechanische Adhäsion hat für Metallklebungen eine untergeordnete Bedeutung. An den meisten Oberflächen stellen physikalische und chemische Bindungen den Ursprung der Adhäsionskraft dar.

Werkstoffe bestehen aus Atomen und Molekülen, deren Zusammenhalt aus der positiven oder negativen Ladung dieser Atome und Moleküle resultiert. An der Oberfläche sind diese molekularen Wechselwirkungen aufgrund fehlender angrenzender Moleküle nicht ausgeglichen. Die geladenen Moleküle wirken an der

Grenzfläche in die umgebende Atmosphäre und können Moleküle anderer Werkstoffe an sich binden. Diese Haftungs- bzw. Dipolkräfte werden zwischenmolekulare Bindungen genannt und haben eine Reichweite von 0,1 bis 1 nm. [48]

Bei Metallklebungen entstehen vor allem kovalente und heteropolare chemische Bindungen in der Grenzschicht. Hierbei gehen Metalloxide bzw. Metallhydroxide Komplexverbindungen mit den Polymermolekülen des Klebstoffs ein. Diese Reaktion tritt z.B. bei Stahl mit Epoxy- oder Polyurethanklebstoffen auf. [79]

Das Freilegen der Oberfläche bzw. die Erzeugung physikalisch oder chemisch reaktiver Stellen ist Voraussetzung zur Erzielung optimaler Adhäsionsbedingungen. Die Adhäsionskräfte können demnach nur dann wirksam werden, wenn keine anderen Stoffe wie Staub, Feuchtigkeit oder Öl eine zwischenmolekulare Bindung an die Fügeteiloberfläche blockieren.

Es liegen zahlreiche weitere Theorien zur Beschreibung der adhäsiven Vorgänge vor. Die Vielzahl an Theorien zur Adhäsion resultieren aus dem Umstand, dass die Grenzschicht messtechnisch nur mit großem Aufwand zugänglich ist und eine saubere Trennung zwischen Adhäsions- und Kohäsionskräften nicht möglich ist.

Die Adhäsion kann als eine Überlagerung und gegenseitige Beeinflussung chemischer, physikalischer und mechanischer Wirkungen verstanden werden [48]. Eine ausreichende Benetzung der Oberfläche ist erforderlich, damit sich die Klebstoffmoleküle der Fügeteiloberfläche im Wirkungsbereich von 0,1 bis 1 nm annähern können. Die Benetzungseigenschaften hängen dabei von der Viskosität des Klebstoffes, dessen Oberflächenspannung im flüssigen Zustand sowie dem Benetzungsvermögen der Oberfläche ab, siehe Bild 5.5. Die aus der Benetzung wirksame Oberfläche stellt den Teil der Oberfläche dar, der eine Grenzschichtreaktion ausbilden kann. [109]



Bild 5.5: Viskositätsabhängiges Benetzungsverhalten [79]

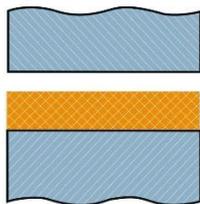
Die Kohäsion beschreibt im Gegensatz zur Adhäsion die innere Tragfähigkeit eines Klebstoffes. Die Kohäsionskräfte entsprechen den Anziehungskräften zwischen den Atomen bzw. Molekülen des Klebstoffes und werden als innere Festigkeit verstanden. Bei kohäsiven Bindungskräften handelt es sich um chemische Bindungen bzw. Hauptvalenzbindungen und zwischenmolekulare Bindungen bzw. Nebenvalenzbindungen. Die Kohäsionsfestigkeit des Klebstoffes entsteht während des Erstarrens und ist von dem Abbindeprozess des Klebstoffpolymers abhängig. Die Festigkeit wird dabei durch die Molekülgröße bestimmt und nimmt mit steigendem Kristallisationsgrad zu. [119]

5.2.3 Versagensformen des Klebeverbunds

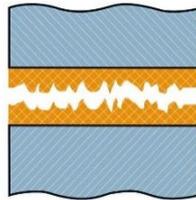
Bei einer mechanischen Überbeanspruchung des Klebeverbundes kommt es zu einem Ablösen des Klebstoffes von der Fügeiteiloberfläche (adhäsives Versagen), zu einem Bruch in der Klebschicht (kohäsives Versagen) oder zu einem klebstoffseitigen Grenzschichtbruch.

Der Adhäsionsbruch (Bild 5.6 a) findet entlang der Phasengrenzfläche zwischen Klebstoff und Fügeiteiloberfläche statt und führt zu einer vollständigen Trennung zwischen Klebstoff und Fügeiteil. Der Adhäsionsbruch ist ein Anzeichen für eine unpassende Oberflächenvorbereitung oder einen nicht geeigneten Klebstoff. Der ideale Kohäsionsbruch (Bild 5.6 b) findet ausschließlich in der Klebschicht statt und wird nicht von den Fügeiteiloberflächen beeinflusst. Der klebstoffseitige Grenzschichtbruch (Bild 5.6 c), weist im grenznahen Bereichen andere Verformungseigenschaften als in tieferliegenden Schichten des Klebstoffs auf. Diese Versagensform ist bei höherfesten Klebstoffen nicht untypisch und akzeptabel, solange die Oberfläche weiterhin mit einer dünnen Klebschicht bedeckt bleibt. [92]

a) Adhäsionsbruch



b) Kohäsionsbruch



c) Grenzschichtbruch

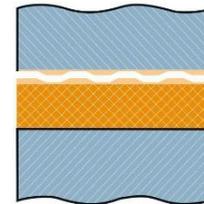


Bild 5.6: Versagensarten von Klebeverbunden [92]

Eine weitere Versagensform umfasst den Bruch im Fügeiteilwerkstoff, welcher in dieser Arbeit aufgrund der verwendeten Fügeiteile aus Stahl ausgeschlossen werden kann. Die Stahlfestigkeit ist um ein Vielfaches höher als von hochfesten Klebstoffen.

5.3 Klebstoffanforderungen und Klebstoffauswahl

5.3.1 Klebstoffanforderungen

Zur Sicherstellung einer hochtragfähigen und dauerhaften Klebeverbindung zwischen zwei Stahlbauteilen sind die besonderen Anforderungen des Stahlbaus mit den Eigenschaften der Klebstoffe zu vereinen. Aufgrund der hohen Anzahl am Markt verfügbarer Klebstoffe ist die Klebstoffauswahl erschwert. In Tabelle 5.1 sind die spezifischen Anforderungen an die Stahlklebung inklusive Gewichtung der Eigenschaften aus [102] zur Klebstoffauswahl zusammengefasst, welche nachfolgend diskutiert werden.

Tabelle 5.1: Anforderungen an Klebstoffe

Eigenschaft	Anforderung	Gewichtung
Anwendungsgebiet	Anwendung für Stahlklebungen	20 %
Festigkeit	Schubfestigkeit $\tau \geq 10 \text{ N/mm}^2$	15 %
Elastizität	E-Modul $E \geq 100 \text{ N/mm}^2$	15 %
Temperaturbeständigkeit	Temperaturbereich - 27 bis + 53 °C	15 %
Verarbeitungsbedingungen	Topfzeit > 30 Minuten	10 %
Rheologische Eigenschaften	Thixotroper Klebstoff	10 %
Gebindeform	Kartusche mit Statikmischer	10 %
Kosten	Preis < 15 €/100ml	5 %

Der Klebstoff muss für Metallklebungen geeignet sein. Die Klebewirkung resultiert aus molekularen Wechselwirkungen in der Grenzschicht zwischen Füge teil und Klebstoff. Klebstoffe weisen in diesem Bereich unterschiedliche chemische Strukturen auf, die je nach Füge teilwerkstoff bessere molekulare Wechselwirkungen ermöglichen.

Klebstoffe weisen eine deutlich geringere Festigkeit als Stahl auf. Zur Erzielung einer hochfesten Verbindung müssen Klebungen flächig ausgebildet werden. Unter Annahme einer im Vergleich zu Schweißverbindungen 10 bis 15-fach größeren Verbundfläche ist eine Schubfestigkeit des Klebstoffes von $\tau \geq 10 \text{ N/mm}^2$ zur Erzielung ähnlicher Tragfähigkeiten erforderlich.

Als strukturelle Klebung ist neben einer ausreichenden Festigkeit des Klebstoffs eine der Beanspruchungsart angepasste Verformbarkeit sicherzustellen. In einem Forschungsprojekt zu geklebten Brückendeckkonstruktionen [108] wurde die Verbundwirkung in Abhängigkeit des Schubmoduls der Klebschicht auf Grundlage der Sandwichtheorie untersucht. Hierbei wurde festgestellt, dass ein voller Verbund bereits ab einem Schubmodul $G > 20 \text{ N/mm}^2$ vorliegt. Unter der Annahme eines isotropen Werkstoffverhaltens und einer maximalen Querdehnzahl von $\nu = 0,4$ kann die Steifigkeitsanforderung mit dem besser bekannten Elastizitätsmodul formuliert werden. Der E-Modul sollte in diesem Fall $> 100 \text{ N/mm}^2$ betragen.

Als Außenbauteil ist die Klebefuge Temperaturschwankungen ausgesetzt. Der Klebstoff sollte keine Versprödung (kalte Temperaturen) oder Erweichen (hohe Temperaturen) aufweisen. Im Infrastrukturbau ist in Deutschland mit Temperatureinwirkungen zwischen - 27 und + 53 °C auszugehen. Klebstoffe verlieren im Vergleich zu Stahl bereits bei deutlich geringerer Temperatureinwirkung ihre Festigkeit. Hierfür ist die Glasübergangstemperatur T_g [°C] des Klebstoffes entscheidend. Diese Temperatur beschreibt den Übergang eines festen Polymers in einen zähflüssigen bis gummiartigen Zustand.

Die Größe der zu fügenden Stahlbauteile sowie die Umgebungsbedingungen erfordern kalthärtende Klebstoffsysteme. Die Verarbeitbarkeit des Klebstoffes muss für den Einsatz an Großbauteilen geeignet sein. Die Topfzeit von Klebstoffen zum Fügen von Großbauteilen sollte hierbei > 30 Minuten betragen. Die Verarbeitung von Klebstoff in vorkonfektionierten Kartuschen mit Statikmischer ermöglicht das Fügen von Großbauteilen unter Einhaltung der Topfzeit, da die Vermischung erst während des Klebstoffauftrages erfolgt.

Die rheologischen Eigenschaften des Klebstoffes müssen eine Applikation auf vertikalen Flächen ermöglichen. Diese Eigenschaften werden von thixotropen Flüssigkeiten erfüllt. Thixotrope Klebstoffe weisen beim Rühren oder Auspressen eine niedrige Viskosität auf. In Ruhe steigt die Viskosität wieder an, sodass der applizierte Klebstoff nicht wegfließt.

Unter der Annahme einer Klebefugenbreite von 100 mm und einer Schichtdicke von 4,0 mm beträgt die erforderliche Klebstoffmenge 400 ml je Meter Fugenlänge. Ein wirtschaftlicher Einsatz der Füge-technik Kleben ist für Stahlbauteile bis zu einem Klebstoffpreis von ca. 15 €/100ml möglich. [102]

Die im Bauwesen eingesetzten großformatigen Bauteilen weisen gewisse Bautoleranzen auf. Die Klebschicht muss diese Toleranzen ausgleichen, so dass die baurelevante Klebschichtdicke zwischen 0,2 mm und 4 mm festgelegt wird. Das mehrkomponentige Klebstoffsystem muss für diese Klebstoffdicken kompatibel sein. Werden beispielsweise MMA Klebstoffe verwendet, muss der peroxidbasierte Härter auf die Klebefugendicke eingestellt sein, da dies andernfalls zu Störungen in der radikalischen Reaktion bis hin zu einem Kochen des noch flüssigen Klebstoffes führen kann. Polyadditionsklebstoffe sind hinsichtlich der Klebefugendicke unempfindlich.

5.3.2 Klebstoffauswahl

Die in dieser Arbeit untersuchten Klebstoffe wurden entsprechend den Kriterien in Abs. 5.3 aus einer Reihe kommerziell erhältlicher Klebstoffe für strukturelle Klebungen von Stahlbauteilen ausgewählt. Aus einer Vielzahl von Epoxy (EP), Polyurethan (PU) und Methylmethacrylat (MMA) Klebstoffen wurden herstellerübergreifend 6 Klebstoffe für Voruntersuchungen ausgewählt. Die Voruntersuchungen sind erforderlich, da es keine einheitliche Kennzeichnungspflicht für Klebstoffprodukte gibt.

Die untersuchten Klebstoffe auf PU Basis sowie ein EP wurden aufgrund der hohen Varianz der Festigkeitskennwerte nicht weiter betrachtet. Der betrachtete MMA Klebstoff wurde aufgrund der starken Klebschichtdickenabhängigen Eigenschaften und der sich hieraus ergebenden Probleme aus der radikalischen Reaktion nicht berücksichtigt. [102]

Die endgültige Klebstoffauswahl beschränkt sich auf zwei Epoxid-Klebstoffe, welche ähnliche Festigkeitseigenschaften, aber deutlich unterschiedliche Elastizitätseigenschaften aufweisen. Es wurden zwei Klebstoffsysteme mit unterschiedlichen Elastizitätseigenschaften gewählt, da die untersuchten Verfahren zur Materialmodellierung klebstoffunabhängig sein sollen.

Die Produktmerkmale der beiden ausgewählten Klebstoffe, entsprechend der Produktdatenblätter, können Tabelle 5.2 entnommen werden. Die ausgewählten Klebstoffe werden im Folgenden mit Klebstoff A und B bezeichnet.

Tabelle 5.2: Produktmerkmale der Klebstoffauswahl

	Klebstoff A	Klebstoff B
Handelsbezeichnung	Elantech ADH 90.91	Teroson EP 5055
Klebstoffart	EP	EP
Mischungsverhältnis A:B	1:1 ml	2:1 ml
Farbe	orange	schwarz
Topfzeit bei RT	20 - 45 min	60 min
E-Modul	2.000 – 2.500 MPa	1.500 MPa
Zugscherfestigkeit $t_a = 0,2$ mm	24,5 - 29,5 MPa	18 - 22 MPa
Glasübergangstemperatur T_g	50 - 57 °C	82 °C

5.4 Vorbearbeitungs- und Applikationsmethode

5.4.1 Überblick

Eine optimale Klebschichtfestigkeit ist abhängig von der Vorbehandlung, dem Fügen sowie der Aushärtung. Gute Adhäsionseigenschaften werden durch eine Oberflächenvorbehandlung der Fügeteile und einem geeigneten Klebstoffauftrag erreicht. Gute Kohäsionseigenschaften werden im Zuge der Klebstoffaushärtung unter Beachtung geeigneter Füge Temperaturen, Zeit und Druck erreicht.

5.4.2 Vorbehandlung der Fügeteile

Die in dieser Arbeit verwendeten warmgewalzten Stahlerzeugnisse weisen einen Oberflächenaufbau nach Bild 5.7 auf. Die Vorbehandlung überführt die Oberfläche in einen definierten Zustand ausreichender adhäsiver Reaktivität. Die außenliegenden Verunreinigungen sowie die darunter befindliche Adsorptionsschicht und Reaktionsschicht (Oxidschicht) behindern die Ausbildung von zwischenmolekularen Bindungen zwischen Klebstoff und Fügeteil und müssen entfernt werden.

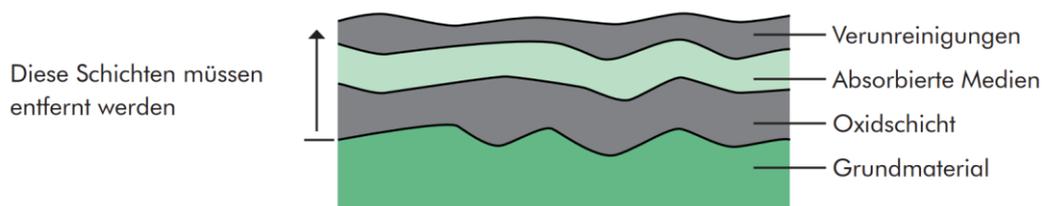


Bild 5.7: Oberflächenaufbau einer unbehandelten Stahloberfläche [87]

Die äußeren Verunreinigungen bestehen i.d.R. aus Zunder, Fetten und anderem Schmutz und müssen vor weiteren Vorbehandlungsmaßnahmen durch Bürsten, Schleifen und Entfetten beseitigt werden. Zum Entfetten eignet sich das umweltverträgliche organische Lösemittel Aceton. Zur Entfernung der Adsorptions- und Reaktionsschicht muss auf mechanische Oberflächenbehandlungsmethoden zurückgegriffen werden, da diese Schichten nicht mittels organischer Lösemittel entfernt werden können. Das Druckluftstrahlen ist ein optimales Verfahren zur mechanischen Entfernung der Adsorptions- und Oxidschicht. Die definierten Korngrößen des Strahlguts und der Strahldruck ermöglichen reproduzierbare Oberflächenrauigkeiten. Die für das Strahlen benötigte Druckluft enthält geringe Ölmengen, weshalb ein Entfetten der Oberfläche nach dem Strahlen erforderlich ist.

In Ergänzung zur mechanischen Vorbehandlung kann eine weitere chemische Oberflächenbehandlung erfolgen, welche eine chemische Veränderung der Oberfläche bewirkt. Die hierzu häufig verwendeten oxidierenden Säuren bilden eine festhaftende Oxidschicht, welche neben verbesserten Adhäsionseigenschaften vor allem eine Unterwanderungskorrosion der Klebschicht verhindern. Dieser Vorgang wird häufig als Beizen bezeichnet. [48]

Erfolgt der Klebstoffauftrag nicht zeitnah nach der Oberflächenbehandlung, kann die Ausbildung einer unkontrollierten Oxidschicht auf der Oberfläche mit Hilfe eines Primers verhindert werden. Bei einem Primer handelt es sich um eine Lösung von Polymeren und reaktiven Monomeren in einem organischen Lösemittel, welches mit der Fügeiteiloberfläche reagiert und diese vor negativen Umwelteinflüssen schützt. Bei der Klebstoffapplikation reagiert die Primerschicht mit dem Klebstoff, sodass bei idealer Abstimmung beider Komponenten die Monomere bzw. Polymere des Klebstoffes mit der Primerschicht vollständig reagieren können.

Die Auswirkungen eines Primereinsatzes auf die Festigkeitseigenschaften einer Klebung wurden im *FOSTA Forschungsvorhaben P654* [108] an Zugscherproben für unterschiedliche Primer und Klebstoffarten untersucht. Die Primerschicht weist nur ungenügend elastisch-plastische Verformungseigenschaften auf. Die Festigkeit der Klebung ist unter Primeranwendung vor allem von der Primerfestigkeit abhängig und weniger von der Kohäsionsfestigkeit des Klebstoffes selbst. Weitere Untersuchungen an unbehandelten Fügeiteilen aus Baustahl, welche für unterschiedliche Zeiträume bei 23 °C und 98 % r.F. gelagert wurden, zeigen für eine Lagerungsdauer bis 72 Stunden keinen signifikanten Abfall der Klebschichtfestigkeit. Auf einen Primereinsatz kann demnach verzichtet werden. [108]

Für die in dieser Arbeit untersuchten Fügeiteile aus Baustahl, werden die zu verklebenden Oberflächen entsprechend den Empfehlungen der DIN EN 13887 [14] vorbehandelt. Dazu werden die Fügeiteiloberflächen vor dem mechanischen Aufrauen mit organischem Lösungsmittel von gereinigt. Das Aufrauen der Oberfläche erfolgt mittels Druckluftstrahlen gem. DIN EN ISO 8503-1 [31] und der DIN EN ISO 12944-4 [26]. Als Strahlgut wird Hartguss in der Körnung G17 verwendet, sodass ein Oberflächenzustand Sa3 und ein Rauheitsgrad mittel (G) erreicht wird. Vor dem Verkleben werden die Oberflächen erneut mit einem organischen Lösungsmittel von Staub gereinigt.

Der Klebstoffhersteller von Klebstoff A empfiehlt zur Verbesserung der Verbundeigenschaften nach dem Aufrauen der Oberfläche eine weitere chemische Vorbehandlung, die sich positiv auf die Langzeitbeständigkeit klimatisch beanspruchter Metallklebungen auswirken soll. Hierfür wird nach dem Strahlen ein Reinigungsmittel mit dem Handelsnamen „AP1 CLR“ auf Propan-2-ol Basis eingesetzt, welches mit einer leichten Säure zum Angreifen der Oxidschicht und zur Verbesserung des Oberflächen pH-Wertes versetzt ist.

Die Auswirkungen der chemischen Vorbehandlung auf die Verbundtragfähigkeit im Vergleich zur Reinigung der Oberfläche nach dem Aufrauen mit Aceton wurden in dieser Arbeit mit Hilfe einer Blockscherprüfung in Anlehnung an DIN EN ISO 13445 [27] ermittelt. Die Blockscherprüfung wurde als Prüfmethode ausgewählt, da diese hervorragend zur Untersuchung von Einflüssen auf die Tragfähigkeit aus unterschiedlichen Umgebungsbedingungen geeignet ist. Die überprüfte Stichprobe umfasst jeweils 5 Prüfkörper und weist die in Bild 5.8 ermittelten Schubtragfähigkeiten

aus. Die ermittelten Bruchspannungen zeigen, dass beim Einsatz einer modifizierten Propan-2-ol Lösung nicht nur die Klebschichtfestigkeit gesteigert werden kann, sondern ebenfalls die Varianz der Versuchsergebnisse deutlich reduziert wird.

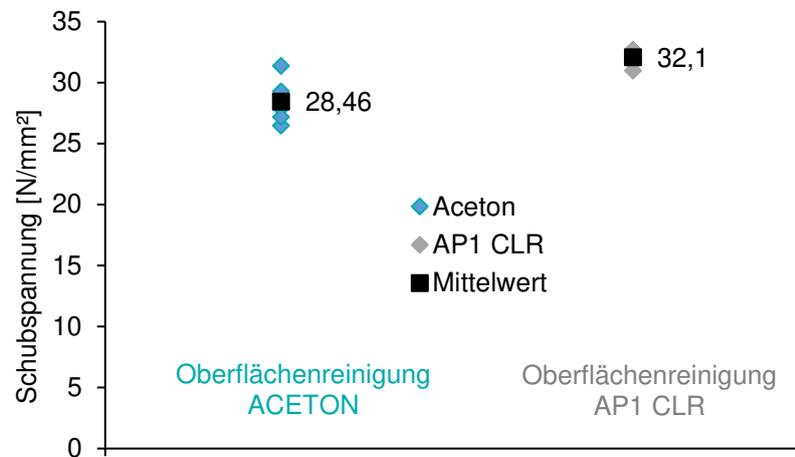


Bild 5.8: Einfluss der Oberflächenreinigung auf die Schubtragfähigkeit

Die chemische Vorbehandlungsmethode weist hinsichtlich der Verbundfestigkeit zahlreiche Vorteile auf. Die an das Aufräumen der Oberfläche anschließende Reinigung mit der modifizierten Propan-2-ol Lösung der Oberfläche wird daher bei den nachfolgenden Untersuchungen sowohl bei Klebstoff A als auch B eingesetzt.

5.4.3 Fügevorgang

Neben der Vorbehandlung der Fügepartioberflächen hat die Herstellung der Klebschicht wesentlichen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften. Darunter fällt das Mischen der Komponenten sowie der Klebstoffauftrag. Für den Klebstoffauftrag sind die Art des Klebstoffes, die erforderliche Klebstoffmenge, die Topfzeit und die Form der Fügefläche ausschlaggebend für die gewählte Applikationsmethode.

Bei der Verwendung von Polyadditionsklebstoffen ist eine sehr gute Durchmischung erforderlich, damit die Komponenten vollständig vernetzen können. Das Mischen kann dabei dynamisch oder statisch erfolgen.

Die Mischung von Komponenten mit Hilfe eines Rührstabes wird dynamische Mischung genannt. Bei dieser Verarbeitungsmethode besteht die Gefahr von Lufteinschlüssen im Gebinde, welche aufgrund der Thixotropie des Gebindes nicht entweichen können. Alternativ zur dynamischen Mischung mittels Rührstab kann ein Statik-Mischer in Kombination mit einer Kartuschenpistole, siehe Bild 5.9, eingesetzt werden. Der Mischgrad ist abhängig von Form und Anzahl der hintereinander geschalteten Wendel. Der Vorteil des Statik-Mischers liegt in der gleichbleibenden Mischqualität ohne Lufteinschlüsse sowie der direkten Applikation auf dem Fügepart.



Bild 5.9: Dynamische Mischung (links) und statische Mischung (rechts)

Die Klebstoffapplikation für großformatige Bauteile muss ein blasenfreies Fügen sicherstellen. Grundsätzliche Verfahren zur Klebstoffapplikation sind die raupenförmige, punktuelle, gesprühte oder gerakelte Auftragung. In dieser Arbeit wurden in Probeklebung ein flächiger (Bild 5.10 a) sowie ein raupenförmiger (Bild 5.10 b) Klebstoffauftrag untersucht. Der flächige Auftrag hat den Nachteil zahlreicher Luftpneinschlüsse. Die raupenförmige Applikation ermöglicht ein blasenfreies Fügen und eine gute Kontrolle über die einzusetzende Klebstoffmenge. Die verwendete prismenförmige Klebstoffraupe ermöglicht im Gegensatz zu einer runden Klebstoffraupe eine bessere Benetzung der Oberflächen, siehe Bild 5.10 c. [110]

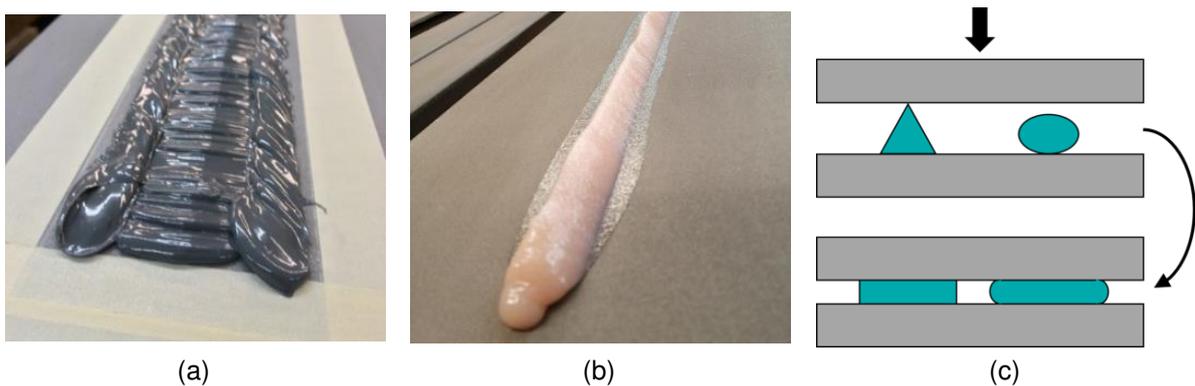


Bild 5.10: Flächige (a) und raupenförmige Klebstoffapplikation (b) sowie das Fügen von Prismen- und Rundraupe (c)

Nach dem Klebstoffauftrag wird das Füge teil fixiert, sodass ein Verschieben während der Aushärtung verhindert wird, siehe Bild 5.11. Ein Verschieben während der Aushärtung würde zu Störungen in der Polymerbildung führen.

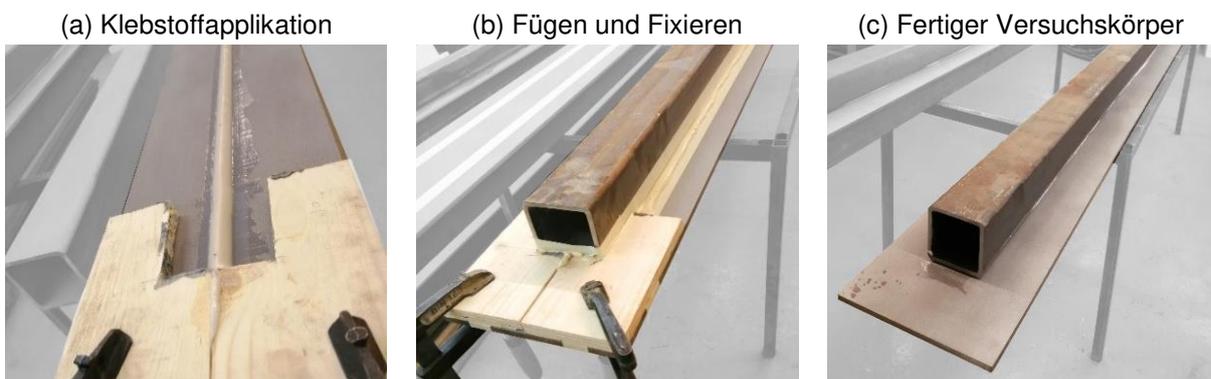


Bild 5.11: Herstellung und Fixierung von Versuchsträgern

5.4.4 Aushärtung

Die Vernetzungsqualität eines Klebstoffes ist temperaturabhängig. Bei höheren Temperaturen ist die Beweglichkeit der Monomermoleküle im Gegensatz zu niedrigen Temperaturen erhöht. Reaktive Monomere können schneller Polymere bilden.

Differenzen zwischen Fügeiteiltemperatur und Umgebungstemperatur können zu einer Tauwasserbildung auf der Fügeiteiloberfläche führen. Die Verbundfestigkeit nimmt klebstoffabhängig infolge feuchter Oberflächen um 25 bis 80% ab, sodass Temperaturdifferenzen zwischen den Fügeiteilen und den Umgebungstemperaturen zu vermeiden sind [108]. In dieser Arbeit wird als Umgebungsbedingung eine Temperatur von $23 \pm 2 \text{ °C}$ und eine Luftfeuchtigkeit von $50 \pm 10\% \text{ r.F.}$ gem. DIN EN ISO 291 [28] zur Konditionierung und Aushärtung der Klebstoffe und Fügeiteile angesetzt.

Von den Klebstoffherstellern werden hinsichtlich der erforderlichen Aushärtedauer unterschiedliche Angaben gemacht. Die angegebenen Aushärtedauern liegen für Normklima in einem Bereich von 2 bis 7 Tagen. Die Polymerbildung kann als unendlicher Prozess angesehen werden vgl. Abs. 5.2.1. Zur Sicherstellung einer vollständigen Polymerbildung wird eine 14 tägige Aushärtedauer gewählt.

Die im Labor geltenden Aushärtbedingungen sind für eine Fertigung unter Baustellenbedingungen nur selten eingehalten. Der Einfluss unterschiedlicher Aushärtetemperaturen auf die Festigkeitsentwicklung von Stumpfklebungen gem. Abs. 5.7 wird in dieser Arbeit exemplarisch für Aushärtetemperaturen von 10°C bis 36°C ermittelt. Der untere Grenzwert der Aushärtetemperatur ergibt sich aus der in Deutschland für 2020 vorliegenden Durchschnittstemperatur von 10 °C und der obere Grenzwert aus der für 2020 vorliegenden Höchsttemperatur von ca. 36 °C . [63]

Die Fügeiteile und der Klebstoff wurden vor der Verklebung bei Normklima gelagert und die Verklebung für 14 Tage bei der untersuchten Umgebungsbedingung aushärten gelassen. Die Festigkeitsentwicklung für eine Umgebungsbedingung von 10 °C weist eine geringe Abnahme der Festigkeit in Bezug auf eine Aushärtung bei Normklima auf, siehe Bild 5.12. Höhere Temperaturen führen bei kleinen Klebstoffdicken hingegen zu einem deutlichen Anstieg der Verbundfestigkeit. Eine Fertigung in dem überprüften Temperaturbereich führt demnach zu keinem übermäßigen Festigkeitsverlust der Klebschicht. Der Temperatureinfluss ist für Klebstoff A qualitativ identisch.

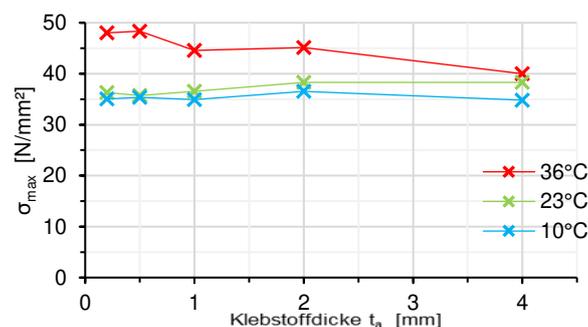


Bild 5.12: Zugtragfähigkeiten einer Stumpfklebung mit Klebstoff B bei verschiedenen Aushärtebedingungen

5.5 Mechanische Klebstoffkennwerte

5.5.1 Überblick

Mechanische Klebstoffkennwerte sollen Rückschlüsse auf das Tragverhalten geklebter Bauteile zulassen und eine Bemessung des Klebeverbundes mit einer ausreichend hohen Aussagewahrscheinlichkeit ermöglichen.

In der praktischen Anwendung der Klebetechnik stellen sich mehrdimensionale Spannungszustände ein. Eine klebetechnische Auslegung der unter einem mehrdimensionalen Beanspruchungszustand stehenden Klebschicht benötigt ein geeignetes Werkstoffmodell, sowie eine aussagekräftige Anstrengungshypothese.

Die Ermittlung mechanischer Kennwerte unterscheidet zwischen Kennwerten an Polymerproben (Probe aus reinem Klebstoffpolymer) und Verbundproben, welche aus zwei Fügeteilen und einer Klebschicht bestehen.

Die Bestimmung der mechanischen Eigenschaften von Klebstoffen ist teilweise durch standardisierte Prüfmethode definiert. Einen Überblick über typische Prüfmethode findet sich beispielsweise in DIN EN 15274 [18]. Die dort aufgeführten Normen bilden nur einen kleinen Ausschnitt geeigneter Prüfverfahren ab und sind teilweise durch aktualisierte Normengenerationen überholt. Viele der Prüfnormen aus DIN EN 15274, wie auch zahlreiche andere Prüfnormen nach ASTM oder ANSI, sind für Qualitätssicherungsprüfungen vorgesehen und daher nicht zur Ermittlung mechanischer Klebstoffkennwerte geeignet.

Zur Identifikation relevanter Klebstoffkennwerte werden nachfolgend die Grundlagen der erforderlichen Werkstoffmodelle und Anstrengungshypothesen definiert.

Am Beispiel der Stahlbaubemessung nach DIN EN 1993 kann der Zusammenhang zwischen Werkstoffmodell und Anstrengungshypothese veranschaulicht werden. Die Ermittlung der inneren Beanspruchungen eines Stahlprofils kann in Abhängigkeit der Querschnittsform auf Grundlage eines linear-elastischen oder elastisch-plastischen Werkstoffmodells erfolgen. Der Tragfähigkeitsnachweis erfolgt durch einen Vergleich zwischen der inneren Beanspruchung und den Widerständen gem. der zutreffenden Anstrengungshypothese. Dies kann zum einen der Nachweis der *von Mises* Vergleichsspannungshypothese gegen die Streckgrenze f_y oder eine nichtlineare Interaktion aus innerer Beanspruchung und plastischer Grenzschnittgröße sein.

5.5.2 Werkstoffmodelle

Zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens von Werkstoffen nutzt man die Kontinuums Mechanik als mathematisches Modell. Hierbei wird ein Festkörper (Kontinuum) als eine stetige Anhäufung von materiellen Punkten aufgefasst. Die Aufgabe der Kontinuums Mechanik ist die Berechnung der Verschiebungen der einzelnen materiellen Punkte eines Körpers. Die Kenntnis über das Werkstoffverhalten ermöglicht die Beschreibung des Spannungs- und Verzerrungszustandes des Festkörpers.

Mit Werkstoffmodellen kann auf die Elastizität und die Plastizität sowie die Viskoelastizität und die Viskoplastizität zurückgegriffen werden, um einen Werkstoff möglichst genau abzubilden. Für Klebschichten gelten i.d.R. linearelastische, hyperelastische oder elastoplastische Werkstoffmodelle.

Mit den unter Anwendung des gewünschten Werkstoffmodells ermittelten Spannungen und Verformungen ist eine Aussage über den Beanspruchungszustand des Werkstoffs, also der Beanspruchbarkeit, möglich. Hierbei können Anstrengungshypothesen oder Vergleichsspannungen, welche einen mehrachsigen Spannungszustand zusammenfassen, Anwendung finden.

Allgemeiner Spannungszustand

Die Betrachtung des allgemeinen Spannungszustands erfolgt an einem homogenen, isotropen Volumenelement des Kontinuums, siehe Bild 5.13. An jeder Stelle des Volumenelementes herrscht ein mehrachsiger Spannungszustand mit insgesamt neun Komponenten, die aufgrund der Schubspannungen mit gleicher Wirkungsrichtung auf sechs reduziert werden können.

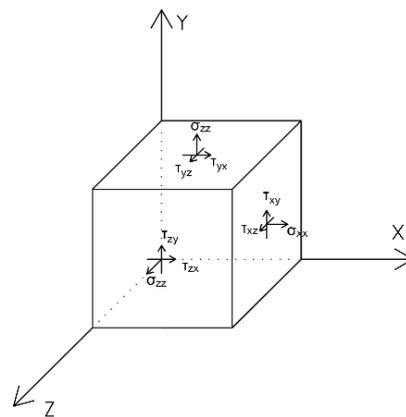


Bild 5.13: Definition der Spannungen an einem Volumenelement

Die Beanspruchbarkeit wird am örtlichen Spannungszustand ermittelt und, wie in Gl. (5.1) angegeben, als Spannungstensor, bzw. aus der Werkstoffantwort, als Verzerrungstensor beschrieben.

$$S_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix}; D_{ij} = \begin{pmatrix} \varepsilon_x & 0,5 \gamma_{xy} & 0,5 \gamma_{xz} \\ 0,5 \gamma_{yx} & \varepsilon_y & 0,5 \gamma_{yz} \\ 0,5 \gamma_{zx} & 0,5 \gamma_{zy} & \varepsilon_z \end{pmatrix} \quad (5.1)$$

Zu jedem Spannungstensor existieren drei Hauptachsen, auf denen die Schubspannungen zu null werden, siehe Gl. (5.2).

$$S_{ij, \text{Hauptachsen}} = \begin{pmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{pmatrix} \quad (5.2)$$

Spaltet man von diesem Gesamtzustand den Spannungsanteil σ_3 ab, welcher nur Volumenänderungen bewirkt (hydrostatischer Spannungsanteil), erhält man den

deviatorischen Spannungsanteil des Spannungstensors (Gl. (5.3)). Der deviatorische Spannungsanteil beinhaltet die Gestaltsänderung infolge Schubbeanspruchung.

$$S_{ij} = S_{ij}^0 + S'_{ij} \quad (5.3)$$

$$\begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \sigma_x - \sigma_m & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y - \sigma_m & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z - \sigma_m \end{pmatrix}$$

Spannungstensor
Hydrostat. Anteil
(Volumenänderung)
Deviatorischer Anteil
(Gestaltänderung)

mit

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)$$

Die Hauptspannungen σ_1, σ_2 und σ_3 sind die Eigenwerte des Spannungstensors. Der hydrostatische Spannungszustand ist invariant gegenüber einer Koordinatentransformation, siehe hierzu die Invariante J_1 gem. Gl. (5.4). Eine weitere Invariante kann aus dem deviatorischen Anteil mit J_2 gem. Gl. (5.5) gebildet werden, welche formal mit der *von Mises* Fließbedingung übereinstimmt. Die dritte Invariante J_3 gem. Gl. (5.6) entspricht der Determinanten des Spannungstensors.

$$J_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z \quad (5.4)$$

$$J_2 = \sigma_x \cdot \sigma_y + \sigma_x \cdot \sigma_z + \sigma_z \cdot \sigma_x - \tau_{xy}^2 - \tau_{yz}^2 - \tau_{zx}^2 \quad (5.5)$$

$$J_3 = \det S_{ij} \quad (5.6)$$

Lineare Elastizität (Hooke'sches Gesetz)

Bei einer linearen Elastizität (Bild 5.14 a) verhalten sich die Verformungen proportional zu den einwirkenden Belastungen. Einen Sonderfall stellen isotrope Werkstoffe dar. Aufgrund der räumlichen Homogenität isotroper Werkstoffe kann die Anzahl der unabhängigen elastischen Konstanten auf zwei reduziert werden, sodass der Schubmodul G in Funktion des Elastizitätsmodul E und der Querdehnzahl ν gem. Gl. (5.7) ausgedrückt werden kann.

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (5.7)$$

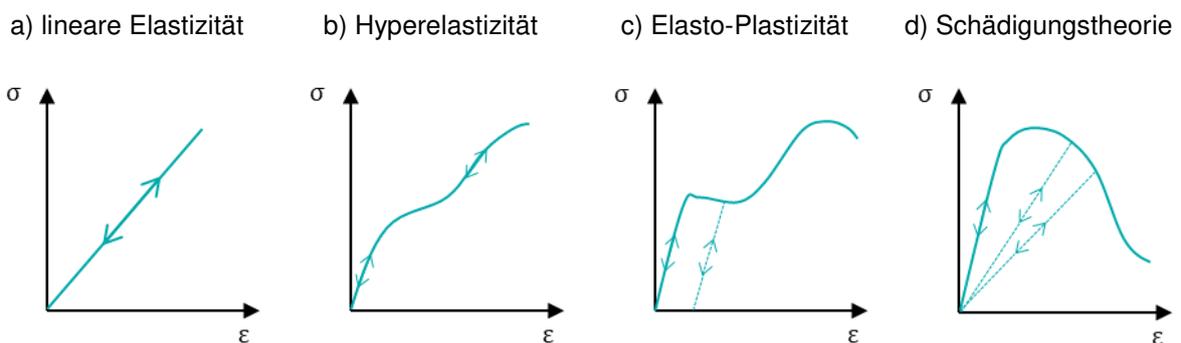


Bild 5.14: Spannungs-Dehnungsverläufe unterschiedlicher Materialmodelle

Linear elastisches Verhalten ist häufig bei duromeren Klebstoffen anzutreffen. Die hohe Vernetzungsdichte führt zu vernachlässigbaren viskoelastischen Effekten, sodass ein elastisches Werkstoffmodell zur Beschreibung der inneren Spannungs- und Verzerrungszustände ausreicht.

Hyperelastizität

Hyperelastisches Verhalten (Bild 5.14 b) tritt vor allem bei Elastomeren auf. Zur Abbildung der Spannungs-Dehnungsbeziehungen ist aufgrund der großen Deformationen und der damit verbundenen geometrischen Nichtlinearität ein Materialmodell auf Grundlage der Formänderungsenergiedichte erforderlich. In dieser Arbeit werden keine Elastomere verwendet, weshalb an dieser Stelle keine näheren Ausführungen zur Werkstoffmodellierung gegeben werden.

Elasto-Plastizität

Elastoplastische Werkstoffmodelle (Bild 5.14 c) beinhalten die phänomenologische Beschreibung der Deformationsentwicklung. Die oft verwendete Fließtheorie beruht auf der inkrementellen Betrachtung, wobei ein Fließgesetz und ein Verfestigungsgesetz zur Beschreibung der irreversiblen Verzerrung angewendet werden.

Das bekannte *von Mises* Fließkriterium wird üblicherweise für Metall verwendet. Hierbei führt nur der deviatorische Spannungsanteil J_2 zu Gestaltsänderungen, welcher für das Fließen maßgebend ist. Das Materialfließen von Metallen findet unabhängig von dem hydrostatischen Spannungsanteil J_1 statt.

Schlilmer hat [117] gezeigt, dass es sich bei der für das Fließen von Klebschichten maßgeblichen Formänderungsenergie um keine konstante Größe handelt, sondern um eine Funktion des hydrostatischen Spannungszustandes. Aus diesem Grund kann das *von Mises* Fließkriterium nicht zur elastisch plastischen Beschreibung von Klebschichten verwendet werden. Für Klebstoffe geeignete Fließkriterien finden sich beispielsweise in dem Modell von Drucker-Prager [66], welches eine Erweiterung des *von Mises* Fließkriterium um den hydrostatischen Druck darstellt, oder in den Arbeiten von Schlilmer [116, 117], welcher anhand von Kennwerten aus einer Zug-Torsionsprüfung an Rohrproben eine Fließbedingung für Stahlklebungen aufstellt. Hauptaugenmerk liegt hierbei auf der Schubbeanspruchung, da dies gem. Schlilmer die führende Beanspruchung von Klebeverbunden ist.

Schädigungstheorie

Ein weiteres Werkstoffmodell zur Beschreibung des inneren Beanspruchungszustands stellen die Modelle nach der Schädigungstheorie (Bild 5.14 d) dar. Diese berücksichtigen die Entwicklung von Mikrodefekten, wie Mikrorissen, im Zuge der Beanspruchung, welche schließlich zum Versagen des Werkstoffes führen.

Die Berücksichtigung von irreversiblen Mikrodefekten kann beispielsweise zu einer Reduktion des Elastizitätsmoduls führen. Beanspruchungsabhängige Schädigungsvariablen beschreiben das Maß der Degradation eines Materialparameters bis zum endgültigen Versagen.

5.5.3 Anstrengungshypothesen

Eine geeignete Anstrengungshypothese ermöglicht die Gegenüberstellung des Beanspruchungszustandes entsprechend einem Werkstoffmodell in einer Klebschicht zu Rechenwerten der Materialwiderstände. Anstrengungshypothesen regeln die Interaktionsbeziehung zwischen unterschiedlichen Beanspruchungsarten und führen am Beispiel des *von Mises* Fließkriteriums im Stahlbau eine Vergleichsspannung gegen eine Zugfestigkeit f_y als Nachweis an.

Bei sprödem Werkstoffverhalten spricht man von Bruch- oder Versagenskriterien. Bei Werkstoffen mit ausgeprägtem elastisch-plastischem Verformungsvermögen hingegen von einem Fließkriterium, welches unterschiedliche Zustände definieren kann: Fließbeginn oder Bruch.

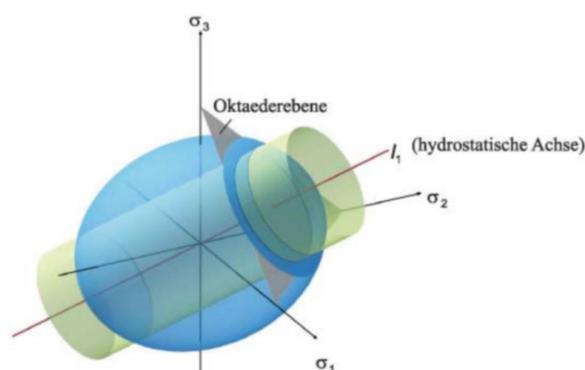


Bild 5.15: Fließkörper und Fläche im Hauptspannungsraum [117]

Bei der Formulierung einer Anstrengungshypothese $F(\sigma_{ij})$ unter Berücksichtigung eines elastisch-plastischen Materialverhaltens spricht man von Fließflächen. Eine Fließfläche, siehe Bild 5.15, ermöglicht die Abgrenzung zwischen diversen Spannungszuständen im Hauptspannungsraum. Unter Annahme eines elastisch-idealplastischen Materialverhaltens entspricht ein Spannungszustand innerhalb bzw. unterhalb der Fließfläche einem elastischen Materialverhalten. Befindet sich der Spannungszustand auf der Fließfläche, liegt plastisches Verhalten vor:

- $F(\sigma_{ij}) < 0$ Spannungszustand unterhalb der Fließfläche
→ elastisches Materialverhalten
- $F(\sigma_{ij}) = 0$ Spannungszustand auf der Fließfläche
→ plastisches Materialverhalten
- $F(\sigma_{ij}) > 0$ Spannungszustand unzulässig
→ Materialversagen

Eine der bedeutendsten Arbeiten zu einer Fließbedingung von elastoplastischen Klebstoffen stammt von *Schlimmer* [116, 117]. Die vom hydrostatischen Spannungsanteil abhängige Fließbedingung wurde zunächst zur Untersuchung von Kunststoffen formuliert [116], für elastoplastische Klebschichten weiterentwickelt und an Zug Torsionsproben untersucht [117], siehe Gl. (5.8).

$$F(J_1, J_2) = J_2 + \frac{1}{3} a_1 \sigma_F J_1 + \frac{1}{3} a_2 J_1^2 \quad (5.8)$$

Die Ansatzfreiwerte a_1 und a_2 werden experimentell an Zug-Torsions-Rohrproben bestimmt und beschreiben die hydrostatische Entfestigung. Sie sind von der elastischen Querdehnzahl ν abhängig. Die Spannung σ_F entspricht der Fließspannung des Zugversuchs. Die Invarianten des Spannungstensors J_1 und J_2 gem. Gl. (5.9) und (5.10) berücksichtigen die Querdehnungsbehinderung der Fügeiteile.

$$J_1 = \frac{1 + \nu}{1 - \nu} \sigma_x \quad (5.9)$$

$$J_2 = \frac{1}{3} \left(\frac{1 - 2\nu}{1 - \nu} \right)^2 \sigma_x^2 + \tau_{xy}^2 \quad (5.10)$$

Durch Umformen kann die Anstrengungshypothese als schubbasierte Vergleichsspannung formuliert werden, da dies nach Schlimmer den typischen Beanspruchungen von Klebschichten besser gerecht wird, siehe Gl. (5.11).

$$\tau_F^2 = J_2 + \frac{1}{3} a_1 \sigma_F J_1 + \frac{1}{3} a_2 J_1^2 \quad (5.11)$$

Der rechnerische Fließbeginn kann nach Schlimmer mit einem additiven AVRAMI Ansatz beschrieben werden und befindet sich im Schnittpunkt der Ursprungtangente und der Asymptote zum Spannungsmaximum, siehe Bild 5.16. Die Fließbedingung nach Schlimmer wird aufgrund der aufwendigen Identifikation der Ansatzfreiwerte nicht weiter verfolgt.

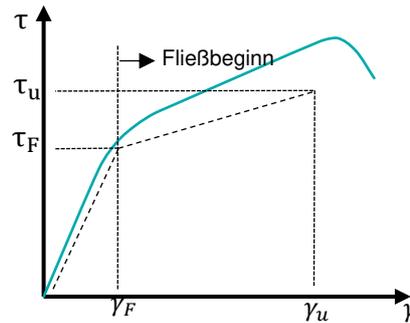


Bild 5.16: Rechnerischer Fließbeginn am Schubspannungs-Gleitungs-Verlauf

Alternativ zu der aufwendigen Formulierung von Fließkurven kann als Anstrengungshypothese eine Bruchbedingung definiert werden. Eine Bruchbedingung nimmt einen Vergleich zwischen vorliegender Beanspruchung σ und zugehörigem Festigkeitskennwert R vor. Die nachfolgenden Grundlagen zu Bruchbedingungen und Bruchkriterien entstammen [120]. Werden beide Anteile gleich groß ($\sigma/R = 1$), tritt der Bruch ein. Bei mehrachsiger Beanspruchung wird eine mathematische Formulierung erforderlich, welche das Eintreten des Bruchs bei einachsiger oder kombinierter Beanspruchung berücksichtigt. Mathematisch ist dies mit einer Überlagerungsformel möglich, bei der jedes Teilproblem auf seinen zugehörigen Grenzwert bezogen wird. Sobald die Summe des Teilausnutzungsgrad 1 erreicht, tritt der Bruch ein, siehe Gl. (5.12).

$$\sum_{j=1}^n \left(\frac{|\sigma_j^*|}{R_j} \right) = 1 \quad (5.12)$$

mit

σ_i^* Spannung bei Bruch (Index *)

R Festigkeit

Bei zwei Teilproblemen ergibt sich die einfachste Form einer Bruchbedingung als lineare Interaktion gem. Gl. (5.13), wobei die Randbedingungen (Festigkeiten) die Bruchkurve bzw. Bruchfläche aufspannen (Bild 5.17 b).

$$\frac{|\sigma^*|}{R_\sigma} + \frac{|\tau^*|}{R_\tau} = 1 \quad (5.13)$$

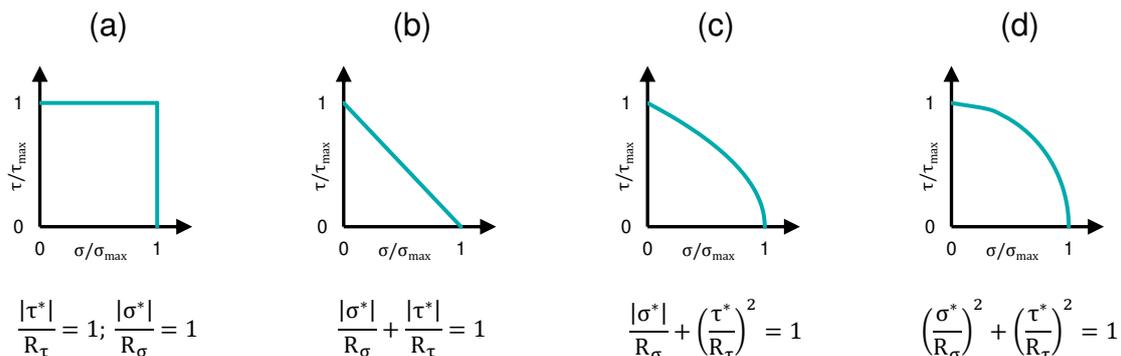


Bild 5.17: Einfache Bruchkurven im Vergleich

Betrachtet man eine Schubspannungs-Normalspannungsinteraktion, können mehrere Plausibilitätsanforderungen gestellt werden. Die Wirkung der Schubspannung ist unabhängig von seinem Vorzeichen. Kleine Schubspannungen beeinflussen Normalspannungen nur unwesentlich. Diese Anforderungen werden mit einer Parabelformulierung gem. Gl. (5.14) erfüllt.

$$\frac{|\sigma^*|}{R_\sigma} + \left(\frac{\tau^*}{R_\tau}\right)^2 = 1 \quad (5.14)$$

Die Anstrengungshypothese als Bruchkriterium weist keinen Spannungszustand beim Bruch (Index *) aus, sondern den zu untersuchenden Spannungszustand. Das Bruchkriterium weist dann folgende Aussagemöglichkeiten auf:

- $F(\sigma \dots) < 1$ Spannungszustand unterhalb der Bruchgrenze
- $F(\sigma \dots) = 1$ Bruchgrenze ist erreicht = Bruchbedingung wird erfüllt
- $F(\sigma \dots) > 1$ Bruchgrenze überschritten → Versagen

Die Bruchbedingung nach Gl. (5.15) stellt eine allgemeine Formulierung dar, bei der die Bruchkurve über Exponenten vollständig an die vorliegende Situation angepasst werden kann.

$$\left|\frac{\sigma}{R_\sigma}\right|^a + \left|\frac{\tau}{R_\tau}\right|^b = 1 \quad (5.15)$$

Die Beanspruchbarkeiten R_σ und R_τ können dabei z.B. über Zugscherprüfungen an einfach überlappten Klebungen und Zugprüfungen an Stumpfklebungen ermittelt werden. Der Festigkeitsgrenzwert R kann der ermittelten Maximalspannung gleichgesetzt werden.

Im Gegensatz dazu können die dimensionslosen Exponenten „a“ und „b“, welche eine individuelle Anpassung der Bruchkurve zwischen den äußeren Beanspruchbarkeiten R ermöglichen, nur infolge einer experimentellen Untersuchung des Interaktionsverhaltens bestimmt werden.

5.6 Bestimmung der Elastizitätseigenschaften

5.6.1 Überblick

Die Elastizitätseigenschaften eines Klebstoffes stellen die wichtigste Eingangsgröße in der Kontinuumsmechanik zur Ermittlung des inneren Beanspruchungszustandes dar und finden sowohl bei analytischen als auch numerischen Lösungsansätzen Berücksichtigung. Die Elastizitätseigenschaften können nicht den Herstellerangaben entnommen werden sondern müssen experimentell bestimmt werden, da wichtige Angaben über Aushärtebedingungen und Versuchsdurchführung fehlen.

Die Elastizitätseigenschaften werden mit uniaxialen Zugversuchen an Polymerproben in Knochenform, siehe Bild 5.18 gem. DIN EN ISO 527-2 [29], ermittelt. Da die Zugprobekörper aus Klebstoff nicht mit einem maschinellen Spritzverfahren hergestellt werden können, werden diese gem. DIN EN ISO 527-2 mit einer Länge von 150 mm als Typ1B formgepresst und mechanisch nachbearbeitet.

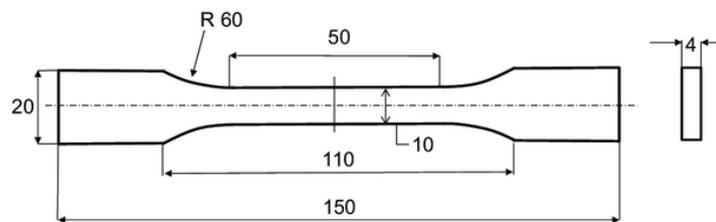


Bild 5.18: Probekörper nach DIN EN 527-2 Typ 1B

Die Zugprobe erzeugt einen homogenen Spannungszustand, sodass aus der gemessenen Kraft über den Probenquerschnitt die Spannung σ_x ermittelt werden kann. Anhand des Zugversuches an der Polymerprobe lassen sich die Elastizitätseigenschaften, wie E-Modul und Querdehnzahl, bestimmen.

Zugversuche weisen hinsichtlich des Entfestigungsverhaltens von Klebstoffen eine geringe Aussagekraft auf. Der im Versuch erzeugte Spannungszustand entspricht nur eingeschränkt der Beanspruchung einer strukturellen Klebung zwischen zwei Fügeteilen. Im Gegensatz zur freien Querkontraktion der Knochenprobe stellen die steifen Fügeteile einer strukturellen Klebung eine Querkontraktionsbehinderung innerhalb der Klebefuge dar.

$$\sigma_x = E \cdot \varepsilon_x \quad (5.16)$$

$$\varepsilon_y = \varepsilon_z = -\nu \cdot \varepsilon_x \quad (5.17)$$

Der ideale einachsige Spannungszustand gem. Gl. (5.16) und (5.17) ist aufgrund der fehlenden Berücksichtigung der adhäsiven Eigenschaften und der nicht berücksichtigten Querkontraktionsbehinderung nur zur Beschreibung des kohäsiv wirkenden Klebstoffanteils geeignet. Der aus dem Zugversuch ermittelte E-Modul und die Querdehnzahl stellen eine wichtige Eingangsgröße für die analytische und numerische Analyse der Klebefuge bereit.

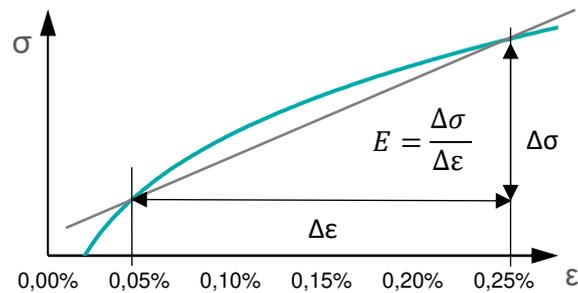


Bild 5.19: Ermittlung des E-Modul gem. DIN EN ISO 527

Die Auswertung des E-Moduls wird gem. DIN EN ISO 527 als Sekantensteifigkeit zwischen einer Dehnung von $\varepsilon = 0,05\%$ und $0,25\%$ bestimmt, siehe Bild 5.19. Die Querkontraktionszahl auch Querdehnzahl oder Poissonzahl genannt, berechnet sich gem. Gl. (5.18) aus dem Verhältnis der Querdehnung ε_q zur Längsdehnung ε_l .

$$\nu = \frac{\Delta d / d}{\Delta l / l} = - \frac{\varepsilon_q}{\varepsilon_l} \quad (5.18)$$

5.6.2 Herstellung und Versuchsdurchführung

Die Herstellung der Zugprobekörper aus Klebstoff kann in einer offenen Schalung oder in einer Kavität erfolgen. Die Herstellung in einer offenen Schalung wurde in anderen Forschungsarbeiten, z.B. in [35], eingesetzt. Sie hat den Nachteil, dass sich eine konkave Oberfläche während der Aushärtung ergibt. Die Herstellung in einer Kavität ist aufwendiger, jedoch können planparallele Flächen des Probekörpers erreicht werden, siehe Bild 5.20. Die Schalung besteht aus dem Material Polyethylen, welches eine sehr geringe Oberflächenspannung aufweist, sodass sich nur sehr geringe Adhäsionskräfte zwischen Klebstoff und Polyethylen ausbilden können und ein beschädigungsfreies Ausschalen sichergestellt ist.

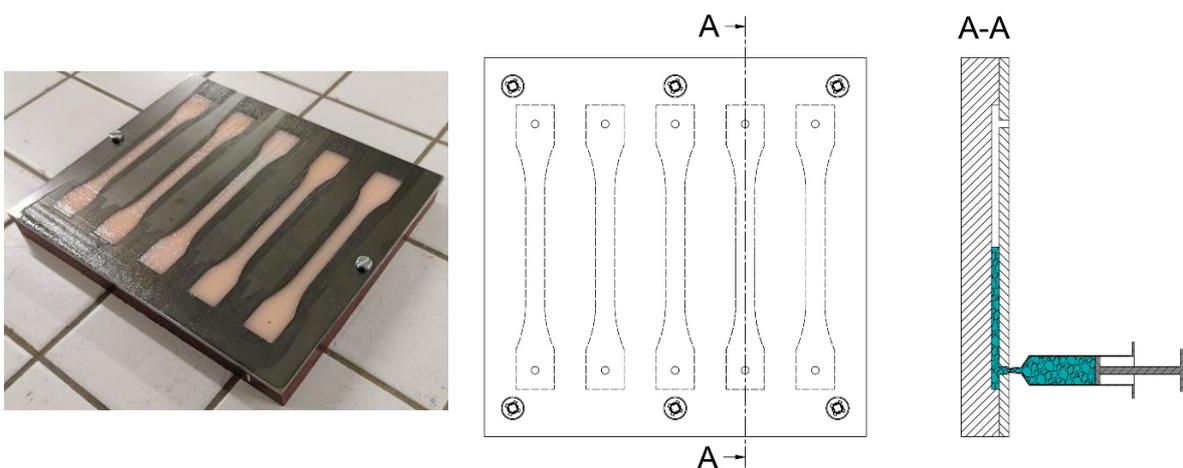


Bild 5.20: Zugprobenherstellung in einer offenen Schalung (links) oder Kavität (rechts)

Die Versuche werden mit einer elektromechanischen Universalprüfmaschine der Firma Zwick-Roell für Prüfungen bis 50 kN durchgeführt. Die Probendehnung wird mit Hilfe eines 3D Bildkorrelationssystems der Firma Limes mit zwei 12 Mpx Kameras bestimmt. Das 3D Bildkorrelationssystem erfüllt die Anforderungen an ein Feindehnungsmesssystem gem. DIN EN ISO 527 zur simultanen Erfassung der Längsdehnungen und Querdehnungen.

Die Zugversuche werden gem. DIN EN 527 lagerregelt mit einer konstanten Traversengeschwindigkeit von 1 mm/min durchgeführt, sodass sich eine Dehnrates von $\dot{\epsilon} = 2\%/Min$ ergibt. Eine Einordnung der Dehnrates im Zugversuch zu Belastungsgeschwindigkeiten korrespondierender Einwirkungen gem. [100] zeigt, dass die nach DIN EN ISO 527 vorgegebene Dehnrates von $\dot{\epsilon} = 2\%/Min$ zur Belastungsgeschwindigkeit veränderlicher Beanspruchungen korrespondiert.

Die Belastungsgeschwindigkeit hat Einfluss auf den Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie für metallische Werkstoffe sowie Polymerwerkstoffe. In der Arbeit von *Abeln* [35] wurde der Einfluss höherer Dehnrates auf die Kennwertermittlung von Klebstoffen untersucht. Für Dehnrates von $\dot{\epsilon} = 200\%/Min$ konnte für hochmodulige Klebstoffe im Vergleich zu der Dehnrates von $\dot{\epsilon} = 2\%/Min$ eine Steigerung der Zugfestigkeit um ca. 20% festgestellt werden. Die Veränderung des E-Moduls ließ sich nicht bewerten, da dieser sehr starken Streuungen unterlag. Der Effekt verstärkte sich für weichere Klebstoffe mit sehr niedrigem E-Modul durch eine Zunahme des E-Moduls bei zunehmender Belastungsgeschwindigkeit. Im Gegenzug dazu weisen die in [35] untersuchten Klebstoffe für eine Dehnrates von $\dot{\epsilon} = 0,2\%/Min$ ein deutlich weiches Kraft-Verformungsverhalten sowie eine um bis zu 20% geringere Zugfestigkeit auf. Da die Belastungsgeschwindigkeit von Verkehrslasten höheren Dehnrates zuzuordnen ist und in diesem Fall höhere Festigkeiten und Steifigkeiten für das Klebstoffpolymer resultieren, kann, auf der sicheren Seite liegend, die Kennwertermittlung mit einer Dehnrates von $\dot{\epsilon} = 2\%/Min$ durchgeführt werden.

5.6.3 Versuchsergebnisse der Zugprüfung an Polymerproben

Die Spannungs-Dehnungslinien der beiden Klebstoffe, siehe Bild 5.21 zeigen ein deutlich weiches Materialverhalten sowie ein ausgeprägtes plastisches Verformungsverhalten für den Klebstoff B auf. Die ermittelte Querkontraktionszahl ν liegt für Klebstoff A und B bei $\nu = 0,4$. Diese Querkontraktionszahl ν entspricht nach Anhang A2 einem steifen, zähen Kunststoff.

Der versuchstechnisch ermittelte E-Modul für Klebstoff A entspricht mit $E = 2480 \text{ N/mm}^2$ dem oberen Grenzwert des E-Moduls aus dem Herstellerdatenblatt. Für Klebstoff B weist der ermittelte E-Modul mit $E = 1270 \text{ N/mm}^2$ hingegen einen niedrigeren E-Modul als im Herstellerdatenblatt angegeben auf.

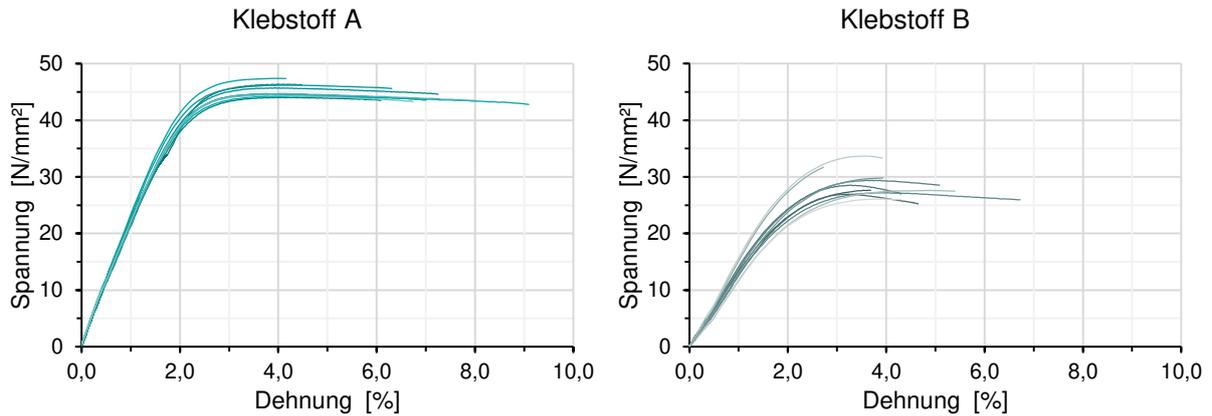


Bild 5.21: Spannungs-Dehnungslinie der Zugversuche an Polymerproben aus Klebstoff A (links) und Klebstoff B (rechts)

Eine Zusammenfassung der Versuchsergebnisse an den Klebstoff-Polymerproben kann Tabelle 5.3 entnommen werden. Neben dem Mittelwert \bar{X} sind die Standardabweichung σ und die Varianz V_x angegeben.

Tabelle 5.3: Mechanische Klebstoffkennwerte für Klebstoff A und B

	Klebstoff A				Klebstoff B			
	E	ν	σ_{\max}	ε_{\max}	E	ν	σ_{\max}	ε_{\max}
	[N/mm ²]	[-]	[N/mm ²]	[%]	[N/mm ²]	[-]	[N/mm ²]	[%]
\bar{X}	2480	0,420	45,3	6,58	1270	0,410	29,0	4,46
σ	77	0,038	1,1	1,43	157	0,041	2,6	1,03
V_x [%]	3,1	9,1	2,4	21,7	12,4	10,1	8,8	23,1

Die Querdehnzahl ν kann nicht als konstante Größe angesehen werden. Die Annahme einer konstanten Querdehnzahl ν gilt nur im linear-elastischen Bereich der Spannungs-Dehnungs-Linie. Bei elasto-plastischen Klebstoffe tritt nach dem Fließbeginn eine nichtlineare Zunahme der Längsdehnung infolge Fließens auf. Die Streuungen zu Beginn der Querdehnzahlbestimmung ist auf die messtechnische Erfassung infinitesimal kleiner Dehnungswerte zurückzuführen. In dieser Arbeit wurde die Querdehnzahl im linear-elastischen Verformungsbereich für eine Dehnung von $\varepsilon = 1,5\%$ ausgewertet, siehe Bild 5.22.

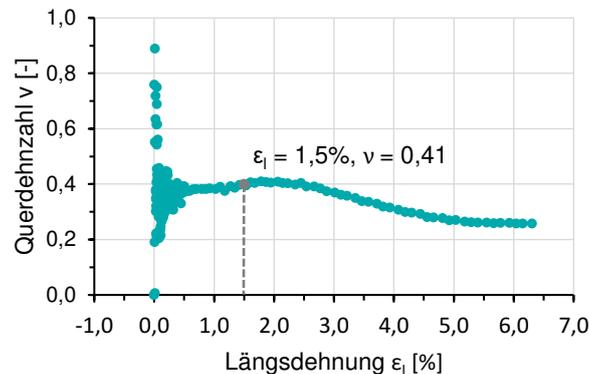


Bild 5.22: Exemplarischer Verlauf der Querdehnzahl

5.7 Bestimmung der Zugfestigkeit an Verbundproben

5.7.1 Überblick

Der Zugversuch an Klebstoff-Polymerproben weist hinsichtlich des Entfestigungsverhaltens von Klebstoffen eine geringe Aussagekraft auf, da sich eine freie Querkontraktion der Knochenprobe einstellen kann. Für Verbundproben mit Stahlfügeteilen liegt eine Querkontraktionsbehinderung innerhalb der Klebefuge aufgrund deutlich steiferen Fügeteile vor.

Die Ermittlung der Zugfestigkeit von Klebstoffen unter Berücksichtigung der Klebstoffdicke sowie der Adhäsions- und Kohäsionseigenschaften ist mit einem Zugversuch an einer Stumpfklebung, siehe Bild 5.23, nach DIN EN 15870 [19] möglich.

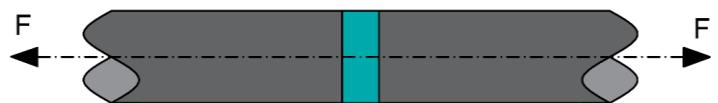


Bild 5.23: Probekörper nach DIN EN 15870

Zur späteren Bemessung einer auf Zug beanspruchten Klebefuge mit Hilfe einer eindimensionalen Anstrengungshypothese ist die experimentell ermittelte nominelle Bruchspannung in der Klebschicht mit $\sigma_B = F_{\max} / A$ als Widerstandsgröße für die Zugtragfähigkeit ausreichend.

5.7.2 Herstellung und Versuchsdurchführung

Die Fügeoberfläche der Stumpfklebung nach DIN EN 15870 kann sowohl rund als auch quadratisch mit einem Durchmesser bzw. einer Kantenlänge von 10 bis 50 mm hergestellt werden. Die Herstellung der Stumpfklebung wird in der Prüfnorm nicht genau definiert. Ebenso fehlen Angaben zur Probenaufnahme.

In dieser Arbeit werden die Stumpfklebungen als quadratische Fügeteile aus Stahl der Sorte S235 JRC untersucht. Die Fügeteile werden aus einem blankgezogenen Vollquerschnitt herausgetrennt, in welchem Gewindebohrungen zur Probenaufnahme eingelassen sind. Im Gegensatz zu Fügeteilen aus Rundstahl, kann so eine maschinelle Bearbeitung der Fügefläche umgangen werden.

Die Verbundproben sollen die Oberflächeneigenschaften einer Stahlklebung von gewalzten Querschnitten möglichst genau reproduzieren. Aus diesem Grund wird auf eine maschinelle Bearbeitung der Fügeoberfläche verzichtet. Die maschinell bearbeitete Fügefläche weist nach dem Strahlen weiterhin Riefen auf und ein Aufrauen durch Strahlen ist nach [95] nicht zu erkennen.

Die aus einem Vollquerschnitt herausgelöste quadratische Probenform ermöglicht die gleichzeitige Verklebung mehrerer Probekörper sowie die Einstellung einer kontrollierten Klebschichtdicke, siehe Bild 5.24. Die einzelnen Probekörper werden nach dem Aushärten durch Sägen voneinander getrennt. Der vorgeschchnittene Vollquerschnitt verringert den Wärmeeintrag durch Sägen in der Klebschicht. Alternativ

können die Füge­teile vor dem Kleben vollständig aus dem Vollquerschnitt getrennt werden, sodass die Füge­teile einzeln verklebt werden.



Bild 5.24: Herstellung und Versuchsanordnung der stumpf geklebten Prüfkörper

Die Probenaufnahme in der Zugprüfeinrichtung erfolgt mit eingeschraubten Gewindebolzen, an welchen später eine Lasteinleitungsplatte befestigt wird. Eine kardanische Lagerung der Probenaufnahme verhindert sekundäre Beanspruchungen aus exzentrischer Lasteinleitung. Die Versuchsdurchführung erfolgt mit einer lageregelten Universalprüfmaschine der Firma Zwick-Roell bei einer Verformungsgeschwindigkeit von $v = 10 \text{ mm/min}$. Die relative Verformung der Klebschicht wird mit Hilfe eines 3D Bildkorrelationssystem der Firma Limes mit zwei 12 Mpx Kameras aufgenommen.

Die Zugprüfung an Stumpfklebungen wird gem. Abs. 5.3 entsprechend den Toleranzanforderungen für geklebte Stahlbaukonstruktionen für folgende Klebschichtdicken durchgeführt: 0,2; 0,5; 1,0; 2,0 und 4,0 mm.

5.7.3 Versuchsergebnisse der Zugprüfung an Stumpfklebungen

Die Kraft-Verformungs-Eigenschaften der Zugprüfung an Stumpfklebungen weisen im Vergleich zur Zugprüfung am Klebstoffpolymer gem. Abs. 5.6.3 nur ein geringes elasto-plastisches Verformungsverhalten auf. In Bild 5.25 sind die Kraft-Verformungsdiagramme der Stumpfklebungen für die Klebschichtdicken $t_a = 1,0$ und 4,0 mm jeweils für Klebstoff A und B dargestellt.

Die maximale Verbundfestigkeit des Klebstoff A weist für geringe Klebschichtdicken eine vergleichbare Festigkeit zu den Zugproben am Klebstoffpolymer gem. Abs. 5.6.3 auf, was auf den hydrostatischen Spannungszustand in der Klebschicht zurückgeführt werden kann. Mit zunehmender Klebschichtdicke nimmt die Verbundfestigkeit jedoch sukzessive ab. Der Klebstoff B weist hingegen eine im Vergleich zur Zugfestigkeit am Klebstoffpolymer deutliche Zunahme der Verbundfestigkeit auf, siehe Bild 5.26.

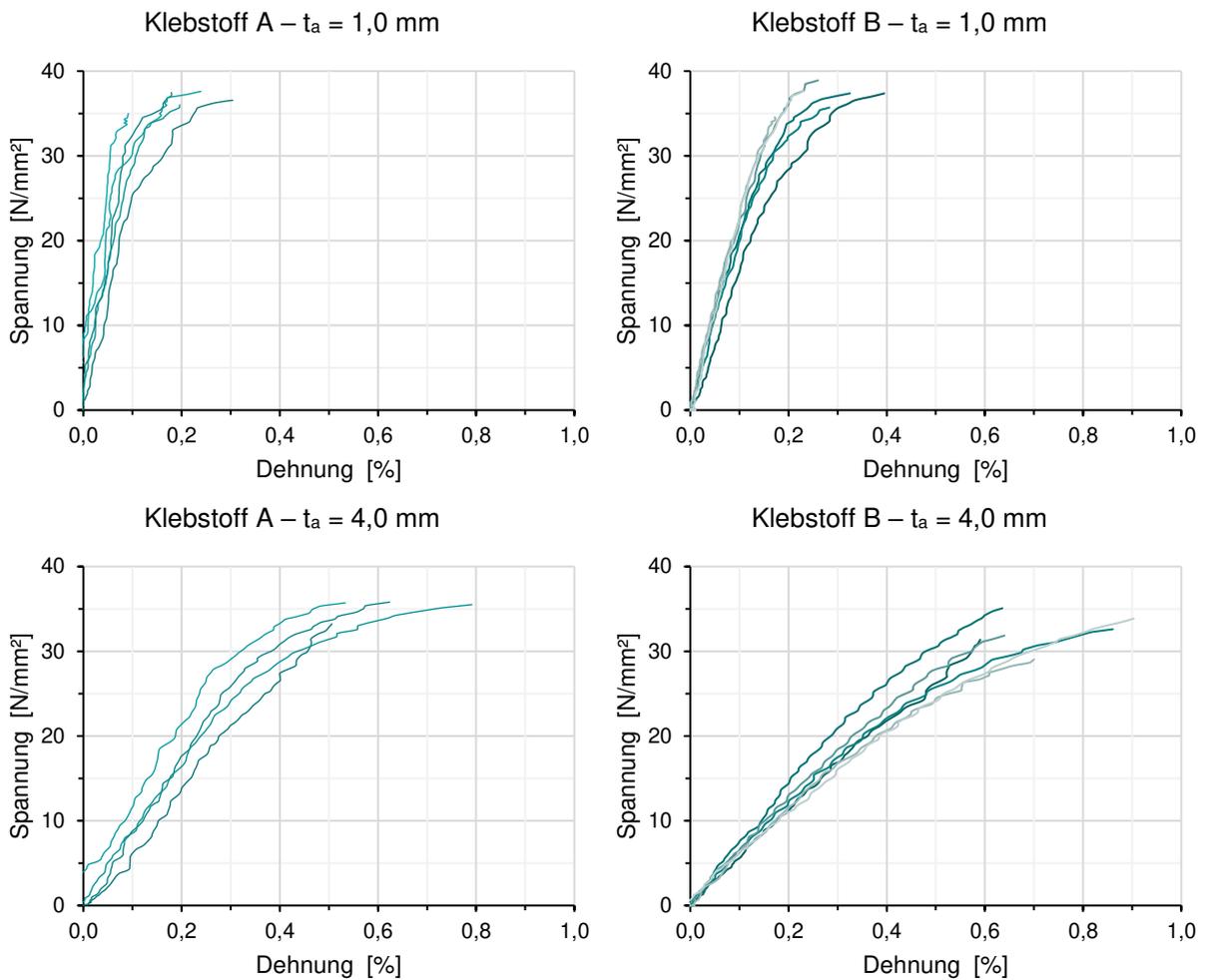


Bild 5.25: Kraft-Verformungsdiagramme der Stumpfklebungen

Die Klebschichtdicke hat gem. Bild 5.26 einen geringen Einfluss auf die Verbundfestigkeit bei Zugbeanspruchung. Der Festigkeitsabfall liegt unterhalb der Varianz V_x aller Versuchspunkte, sodass vereinfachend die mittleren Bruchspannungen, siehe Tabelle 5.4, ausgewertet werden.

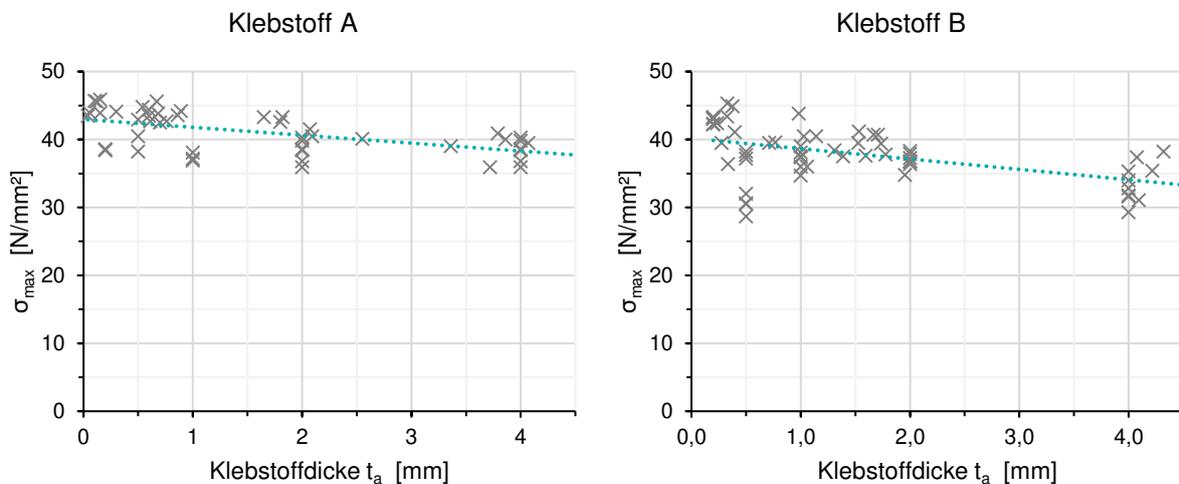


Bild 5.26: Bruchspannungen der Stumpfklebung für Klebstoff A und B

Tabelle 5.4: Mittlere Bruchspannung der Stumpfklebungen

	Klebstoff A	Klebstoff B
Mittelwert $\bar{X} - \sigma_{\max}$	41,0 N/mm ²	37,7 N/mm ²
Standardabweichung σ	2,95 N/mm ²	4,04 N/mm ²
V_x [%]	7,20 %	10,71 %

Die Steigerung der Bruchspannung für Klebstoff B gegenüber der Zugfestigkeit an der Polymerprobe nach Abs. 5.6.3 kann auf den hydrostatischen Spannungszustand in der Klebschicht zurück geführt werden.

Abeln hat in [35] gezeigt, dass mit abnehmender Klebschichtdicke der Fügeteileinfluss steigt und damit auch der hydrostatische Spannungsanteil zunimmt. Bei Stumpfklebungen mit einem Probenbreiten zu Klebstoffdickenverhältnis von 1,0 stellen sich vorwiegend Zugspannungen ein. Die Bruchspannung kommt in diesem Fall der Zugfestigkeit der Polymerprobe sehr nahe, da sich Querdehnungen frei ausbilden können. Bei Breiten zu Dickenverhältnissen $> 5,0$ wurde in Folgeuntersuchungen festgestellt, dass der hydrostatische Spannungsanteil aus Querdehnungsbehinderung zu einem plastischen Kraft-Verformungsverhalten mit Zunahme der Bruchspannung im Vergleich zur Zugfestigkeit an Polymerproben führt. Der in der Klebschicht vorherrschende Spannungszustand entspricht, aufgrund der Querdehnungsbehinderung im Kontaktbereich, einem mehraxialen Spannungszustand mit hohem hydrostatischen Anteil.

Die Untersuchungen von *Abeln* [35] zeigen einen Zusammenhang zwischen Klebstoffen mit einer höheren Querdehnzahl $\nu > 0,4$ und einer Steigerung der Bruchspannung im Vergleich zur Zugfestigkeit aus der Polymerprobe. Da es sich bei der Querdehnzahl ν um keine konstante Größe handelt, ist eine pauschale Aussage zur elastoplastischen Tragfähigkeitssteigerung nicht ohne weiteres möglich. Es kann angenommen werden, dass die elastoplastische Tragfähigkeitssteigerung bei stumpfgeklebten Verbundproben auf das nichtlineare Verformungsverhalten des Klebstoffes B nach dem Fließbeginn zurückzuführen ist, s.a. Abs. 5.6.3.

5.8 Bestimmung der Scherfestigkeit von Klebeverbunden

5.8.1 Überblick

Das Schubtragverhalten einer Klebschicht ist wie die Stumpfklebung von der Querdehnungsbehinderung sowie den Adhäsionseigenschaften der Fügepartner abhängig. Daher ist die Schubtragfähigkeit an Verbundproben unter Berücksichtigung der Klebstoffdicke zu bestimmen.

Die experimentelle Ermittlung der Schubtragfähigkeit muss einen möglichst homogenen Spannungszustand sicherstellen. In der Wissenschaft und Praxis liegen zahlreiche Prüfverfahren zur Beschreibung des Schubtragverhaltens von Klebeverbunden vor. Einige dieser Prüfverfahren werden durch europäische oder amerikanische Normen definiert. Bei anderen Prüfverfahren handelt es sich um wissenschaftliche Entwicklungen ohne Standardisierung. Keines der bekannten Prüfverfahren zur Ermittlung der Schubtragfähigkeit kann als führend angesehen werden, da die Aussagekraft von dem späteren Anwendungsfall abhängig ist.

Kap. 5.8 liefert einen Überblick über gängige Prüfverfahren zur Schubprüfung von Klebeverbunden. Dabei werden Probekörpergeometrie und Klebungsgeometrie miteinander verglichen, sodass ein geeignetes Prüfverfahren zur Schubprüfung von Klebeverbunden abgeleitet werden kann. Anschließend wird die Schubtragfähigkeit für unterschiedliche Klebschichtdicken jeweils für Klebstoff A und B ermittelt.

5.8.2 Prüfverfahren zur Bestimmung der Scherfestigkeit

Das meist beachtete Prüfverfahren zur Bestimmung der Schubeigenschaften eines Klebeverbundes ist die Zug-Scherprüfung nach DIN EN 14869-2 [17]. Neben der Schubfestigkeit der Klebschicht lässt sich die Schubgleitung γ sowie der Schubmodul G mit der Prüfung nach DIN EN 14869-2 ermitteln. Die Fügepartner aus Stahl weisen eine Dicke von $t_F = 6,0$ mm auf. Die Klebungsbreite b beträgt 25,0 mm und die Klebungslänge $l_{\bar{u}} = 5,0$ mm, siehe Bild 5.27.

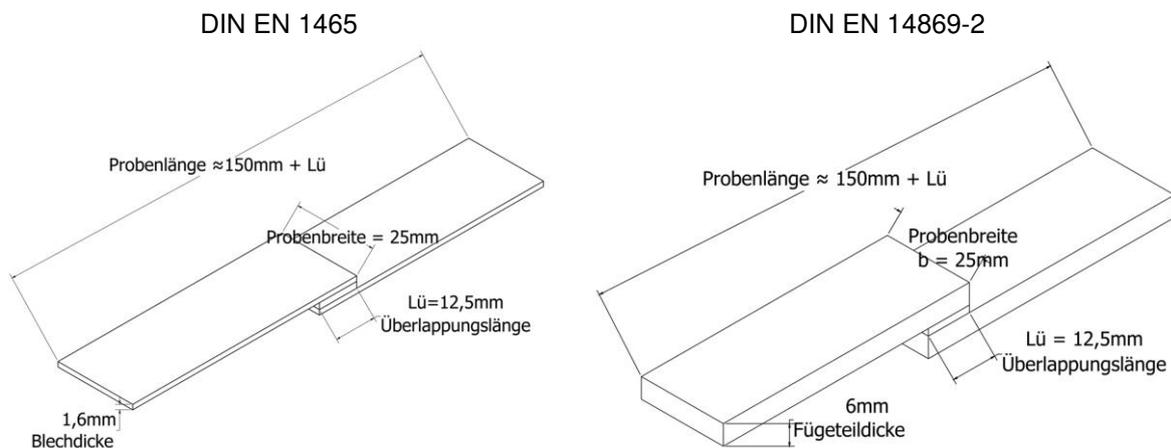


Bild 5.27: Zug-Scherprüfung nach DIN EN 1465 und DIN EN 14869-2

Nahezu identisch zur DIN EN 14869-2 ist die aus der Luft- und Raumfahrt stammende DIN EN 2243-6, welche 3,0 mm statt 6,0 mm dicke Fügepartner verwendet.

Die amerikanischen Prüfverfahren weisen eine zur DIN EN 14869-2 ähnliche Zugscherprüfung in ASTM 5656 [3] auf. Die größten Unterschiede bestehen in der nahezu doppelt so großen Überlappungslänge mit $l_{\text{ü}} = 0,375$ in ($\approx 9,53$ mm) und einer Fügeiteildicke $t_{\text{F}} = 0,375$ in ($\approx 9,53$ mm).

Die Zugscherprüfung nach DIN EN 1465 ist aufgrund der Fügeiteildicke von 1,6 mm und der damit verbundenen übermäßigen Fügeiteildehnungen nicht zur Bewertung struktureller Klebungen geeignet. Die DIN EN 1465 eignet sich nur zur qualitativen Beurteilung unter diversen physikalischen oder chemischen Beanspruchungen.

Alternativ zur Prüfung an einer einseitig überlappten Probe (engl. Single Lap Joint bzw. SLJ) enthalten die amerikanischen Prüfverfahren in ASTM 3528 [1] eine doppelseitig überlappte Probe (engl. Double Lap Joint bzw. DLJ). Die symmetrische Belastung verringert den Einfluss sekundärer Beanspruchungen durch Verformung. Die Überlappungslänge beträgt für die meisten Fügeiteilwerkstoffe $l_{\text{ü}} = 0,5$ in ($\approx 12,7$ mm), siehe auch Bild 5.28.

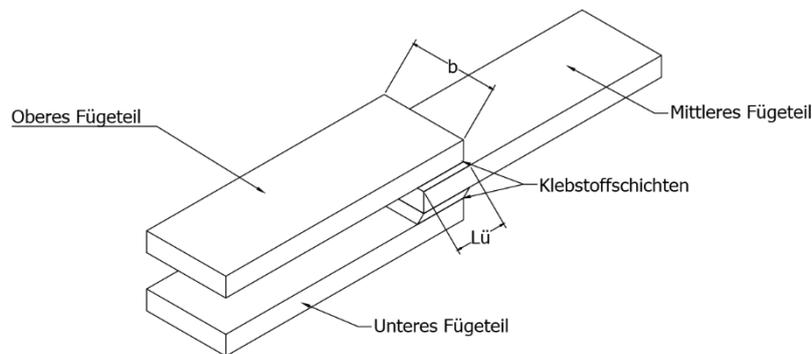


Bild 5.28: Probekörper nach ASTM 3528 Typ A

Die Torsionsprüfung an Rohrproben ermöglicht eine von der Fügeiteildehnung unabhängige Schubprüfung. Der Klebeverbund aus stumpf geklebten Rohrproben wird hierbei auf Torsion beansprucht. Der geschlossene Hohlquerschnitt führt zu einem homogenen Schubspannungs- und Gleitungsverhalten in der Klebschicht. Das Prüfverfahren der geklebten Rohrprobe nach DIN EN 14869-1 [16] findet aufgrund der seltenen Torsionsprüfmaschinen wenig Beachtung.

Eine Weiterentwicklung dieser Versuchsanordnung in [85] ermöglicht darüber hinaus eine Untersuchung des Interaktionsverhalten bei gleichzeitiger Zug- und Schubbeanspruchung s.a. Bild 5.29. Die Aufwendige Prüfkörperherstellung sowie die hohen Anforderungen an die Prüf- und Messtechnik sind nicht mit einer Kennwertermittlung in einem breiten Parameterbereich vereinbar.

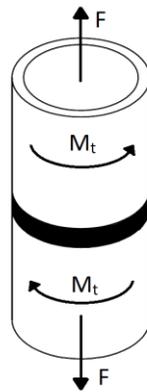


Bild 5.29: Prinzipskizze der Torsionsprüfung an stumpfgeklebten Rohrproben

Eine vorrangig zur Prüfung von Glasklebung eingesetzte Prüfmethode ist die Block-Scherprüfung nach DIN EN ISO 13445 [27]. In der amerikanischen Normung findet sich dieses Prüfverfahren in ASTM D905 [5] und ASTM D4501 [2] wieder. Die Verbundprobe besteht aus einem 25 mm großen Quadrat, welches auf ein quadratisches Fügeiteil mit einer Kantenlänge von 75 mm geklebt wird. Das kleinere Fügeiteil wird seitlich abgeschert, sodass in der Klebschicht eine Druckscherbeanspruchung entsteht. Die Block-Scherprüfung, s.a. Bild 5.30, eignet sich hervorragend zur Untersuchung des Einflusses verschiedener Umgebungsbedingungen auf die Klebschichtfestigkeit sowie einer Bewertung unterschiedlicher Korrosionsschutzsysteme, da die Probekörper leicht umlaufend lackierbar sind und gut in Salzsprühnebel- und Klima-Wechsel-Tests eingesetzt werden können.

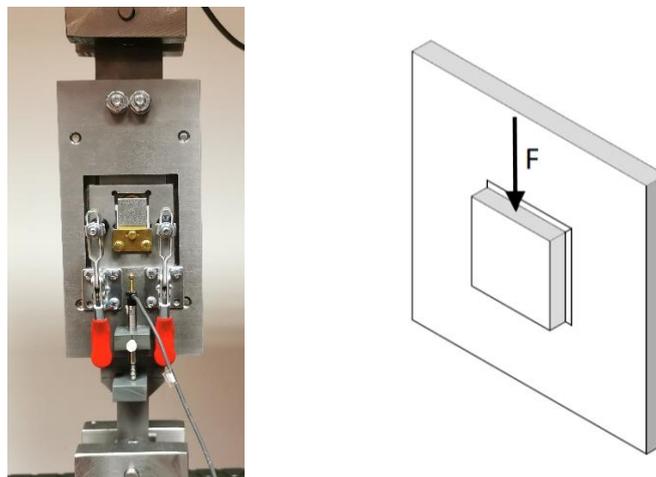
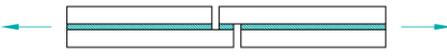
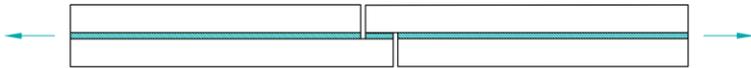
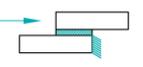
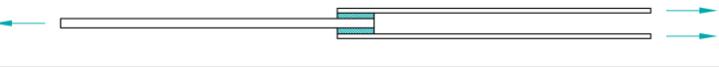


Bild 5.30: Block-Scher Prüfung nach DIN EN ISO 13445

5.8.3 Äquivalenz unterschiedlicher Scherfestigkeitsprüfungen

Die unterschiedlichen Überlappungslängen und Fügeiteildicken der in Abs. 5.8.2 genannten Prüfverfahren sind in Tabelle 5.5 zusammengefasst.

Tabelle 5.5: Prüfverfahren zur Bestimmung der Schubtragfähigkeit

Norm	Probekörper	$l_{\bar{u}}$ [mm]
EN 14869-2		5,00
ASTM 5656		9,53
EN ISO 1344		12,50
ASTM 3528		12,70
EN ISO 1344		25,00

Die nichtlineare Kraftübertragung von überlappten Verbindungen wirft die Fragestellung auf, welche Überlappungslänge und Fügeiteildicke den homogensten Spannungszustand erzeugt und demnach zur Ermittlung der Schubfestigkeit eines Klebeverbundes geeignet ist. Hierzu wird der innere Beanspruchungszustand in einer Parameterstudie ermittelt und die Einflüsse unterschiedlicher Überlappungslängen, Fügeiteildicken und Klebstoffdicken auf den inneren Beanspruchungszustand untersucht. Mit dieser Parameterstudie soll die ideale Probekörperform zur Scherfestigkeitsprüfung definiert werden.

Zur Verdeutlichung des nichtlinearen Beanspruchungszustandes in der Klebschicht wird dieser anhand analytischer Lösungen mit aufsteigender Komplexität an einer einfach überlappten Klebung hergeleitet.

Die in den nachfolgenden Berechnungen verwendeten Indizes zur Beschreibung der Probekörpergeometrie sind in Bild 5.31 definiert.

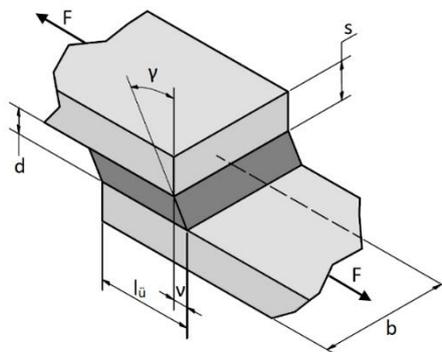


Bild 5.31: Definition der Probekörpergeometrie

In der einfachsten Betrachtung einer einfach überlappten Zugscherprobe wird von einer konstanten Beanspruchung über die Überlappungslänge ausgegangen. Randbedingung hierfür sind unendlich steife Fügeiteile. Die gemäß Gl. (5.19) ermittelte Schubspannung wird auch als Nennspannung bzw. mittlere Schubspannung τ_{avg} bezeichnet. Obwohl es sich bei der Ermittlung der Nennspannung um eine sehr vereinfachte Betrachtung des Spannungszustandes handelt, findet diese in den Normprüfungen nach EN, ASTM und ISO Anwendung.

$$\tau = \tau_{avg} = \tau_m = \frac{F}{b \cdot l_{\ddot{u}}} = \frac{F}{b \cdot 2 \cdot c} \quad (5.19)$$

Eine konstante Schubkraftübertragung ist theoretisch nur mit unendlich steifen Fügeiteilen möglich. Die tatsächlich auftretende Fügeiteildehnung, siehe Bild 5.32, führt allerdings zu unterschiedlichen Beanspruchungen der Klebschicht, sodass der innere Beanspruchungszustand von dem nominellen Schubspannungszustand abweicht.

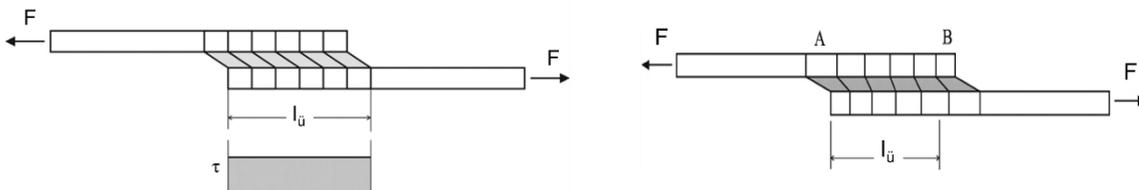


Bild 5.32: Verformungen in der einfachüberlappten Klebeverbindung für unendlich steife Fügeiteile (links) und elastische Fügeiteile (rechts) [58]

Zu Beginn des 21. Jahrhunderts wurde die ungleichmäßige Nietkraftverteilung von Laschenverbindungen untersucht. Darauf aufbauend wurde von *Volkersen* [137, 138] eine theoretische Spannungsermittlung von geklebten, einfach überlappten Verbindungen unter der Annahme linear-elastischen Materialverhaltens veröffentlicht.

Die Spannungsbetrachtung an der einfach überlappten Probe nach *Volkersen*, siehe Bild 5.33, unterliegt der Annahme, dass der Klebstoff ausschließlich Schubverformung erfährt und die Fügeiteile sich nur infolge der Zugdehnung verformen. Es wird dabei von isotropen, homogen aufgebauten Fügeiteilen ausgegangen.

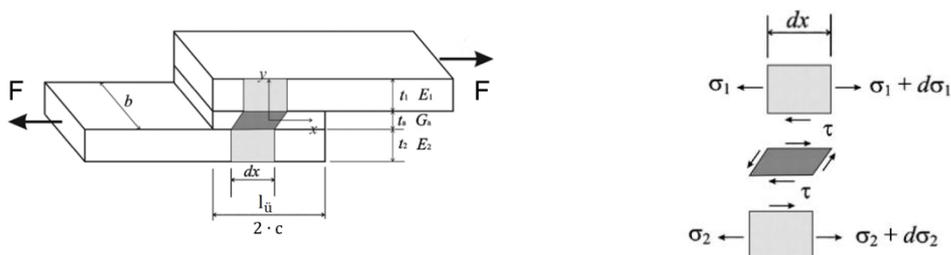


Bild 5.33: Spannungen an der einfach überlappten Probe nach Volkersen [58]

Obwohl bei dieser analytischen Lösung der exzentrische Lastangriff unberücksichtigt bleibt, handelt es sich bei der Veröffentlichung von *Volkersen* um eine der meistbeachteten analytischen Lösungen für Klebeverbindungen, da der

Lösungsansatz mit wenigen Rechenschritten die Ermittlung einer nichtlinearen Spannungsverteilung ermöglicht.

Die Schubspannung in der Klebefuge ergibt sich nach *Volkersen* gem. Gl. (5.20) zu:

$$\tau_{(x)} = A \sinh(\beta x) + B \cosh(\beta x) \quad (5.20)$$

mit

$$\psi = \frac{E_2 t_2}{E_1 t_1}$$

$$A = \frac{\beta c \tau_{avg}}{\cosh(\beta c)} \left[\frac{1-\psi}{1+\psi} \right]$$

$$B = \frac{\beta c \tau_{avg}}{\sinh(\beta c)}$$

$$\beta^2 = \frac{G_a}{t_a} \left(\frac{1}{E_2 t_2} + \frac{1}{E_1 t_1} \right)$$

Goland und Reissner [75] haben die Spannungsbetrachtung von *Volkersen* um die sekundären Beanspruchungen aus exzentrischer Beanspruchung ergänzt, indem neben dem Kräftegleichgewicht in Beanspruchungsrichtung auch das Kräftegleichgewicht senkrecht dazu sowie das zugehörige Momentengleichgewicht gebildet wird. Neben den Schubspannungen treten Zugspannungen in Form von Schälspannungen senkrecht zur Belastungsrichtung auf, siehe Bild 5.34.

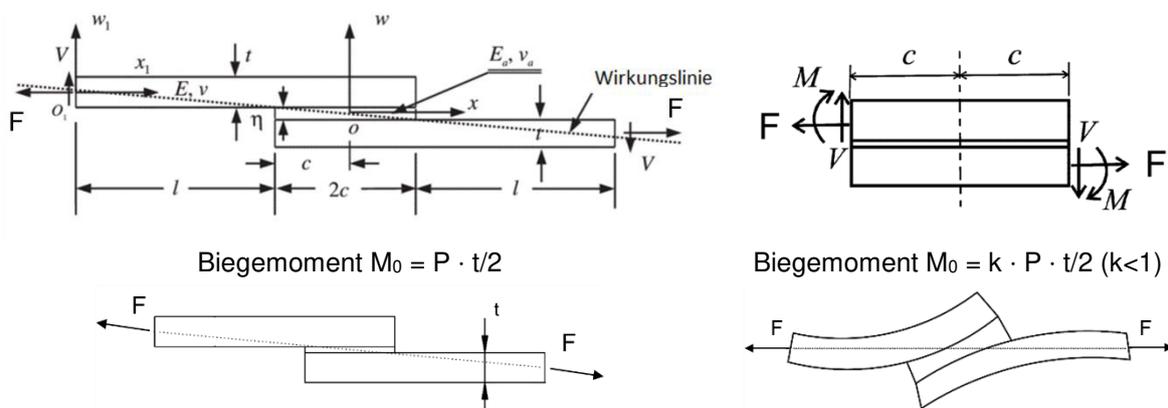


Bild 5.34: Modell nach Goland und Reissner [58]

Für die analytische Lösung nach *Goland und Reissner* gilt weiterhin ein linear-elastisches Materialverhalten sowie isotrope und homogen aufgebaute Füge-teile. Zusätzlich sind eine einheitliche Dicke t und gleiches Material der Füge-teile sowie eine Klebschichtdicke \ll Füge-teildicke zu beachten.

Die Schubspannung nach *Goland und Reissner* ergibt sich gem. Gl. (5.21) zu:

$$\tau_{(x)} = \frac{1}{8} \frac{\bar{P}}{c} \left\{ \frac{\cosh((\beta c/t)(x/c))}{\sinh(\beta c/t)} + 3(1 - k) \right\} \quad (5.21)$$

mit

$$\beta^2 = 8 \frac{G_a}{E} \frac{t}{t_a}$$

$$k = \frac{\cosh(u_2 c)}{\cosh(u_2 c) + 2\sqrt{2} \sinh(u_2 c)}$$

$$u_2 = \sqrt{\frac{3(1-\nu^2)}{2}} \frac{1}{t} \sqrt{\frac{\bar{P}}{tE}}$$

$$\bar{P} = \frac{F}{b}$$

Die Schälspannung in der Klebefuge ergibt sich gem. Gl. (5.22) zu:

$$\sigma_{(x)} = \frac{1}{\Delta c^2} \left[\left(R_2 \lambda^2 \frac{k}{2} + \lambda k' \cosh(\lambda) \cos(\lambda) \right) \cosh\left(\frac{\lambda x}{c}\right) \cos\left(\frac{\lambda x}{c}\right) + \left(R_1 \lambda^2 \frac{k}{2} + \lambda k' \sinh(\lambda) \sin(\lambda) \right) \sinh\left(\frac{\lambda x}{c}\right) \sin\left(\frac{\lambda x}{c}\right) \right] \quad (5.22)$$

mit

$$\lambda = \gamma \frac{c}{t}$$

$$\gamma^4 = 6 \frac{E_a}{E} \frac{t}{t_a}$$

$$k' = \frac{kc}{t} \sqrt{3(1-\nu^2)} \frac{\bar{P}}{tE}$$

$$R_1 = \cosh(\lambda) \sin(\lambda) + \sinh(\lambda) \cos(\lambda)$$

$$R_2 = \sinh(\lambda) \cos(\lambda) - \cosh(\lambda) \sin(\lambda)$$

$$\Delta = \frac{1}{2} (\sin(2\lambda) + \sinh(2\lambda))$$

Der Ursprung der Längskoordinate x befindet sich in der Mitte der Überlappung.

Der Biegemomentfaktor k und der Querkrafftaktor k' berücksichtigen in der analytischen Lösung die Größe der sekundären Beanspruchungen. Bei sehr geringer Beanspruchung der Klebschicht nähern sich beide Faktoren 1 an.

In einigen wissenschaftlichen Veröffentlichungen wurden Unschärfen in der Herleitung von *Goland und Reissner* thematisiert. *Tsai und Morton* [133] konnten 1994 mit numerischen Untersuchungen zeigen, dass die Gleichungen nach *Goland und Reissner* korrekt sind und empfehlen die Überarbeitungen durch *Sneddon* 1961 [124] sowie *Chen und Cheng* 1983 [67] zu berücksichtigen.

Sneddon ergänzte eine konsequente Verfolgung des Poisson-Effekts durch Gl. (5.23):

$$\gamma^4 = 6 \cdot \frac{E_a(1-\nu^2)}{E} \cdot \frac{t}{t_a} \quad (5.23)$$

Von *Chen und Cheng* wurde darüber hinaus eine Korrektur am Momentengleichgewicht in Form der Querkraft V_0 gem. Gl. (5.24) vorgenommen, die nun die Klebschichtdicke berücksichtigt:

$$V_0 = \frac{1}{2c} [(t + t_a) \cdot \bar{P} - 2M_0] \quad (5.24)$$

Aus der neuen Gleichgewichtsbetrachtung nach *Chen und Cheng* folgt der Faktor zur Berücksichtigung des Einflusses aus der Querkraft k' gem. Gl. (5.25) zu:

$$k' = \frac{(t+t_a)-kt}{2t} \quad (5.25)$$

Bei schubweichen Füge teilen, beispielsweise aus faserverstärkten Kunststoffen, ist neben der Füge teildehnung die Schubverformung des Füge teils ausschlaggebend für die Spannungsentwicklung entlang der Verbundfuge, sodass durch *Tsai, Oplinger und Morton* die Lösungen von *Volkersen* sowie *Goland und Reissner* um den Anteil der Schubverformung der Füge teile ergänzt.

Für die Spannungsverteilung nach *Volkersen* wird diese Schubverformung in dem Material-Faktor β^2 gem. Gl. (5.26) berücksichtigt:

$$\beta^2 = \alpha^2 \lambda^2 \quad (5.26)$$

mit

$$\alpha^2 = \left[1 + \frac{G_a}{t_a} \left(\frac{t_2}{3G_2} + \frac{t_2}{3G_1} \right) \right]^{-1}$$

$$\lambda^2 = \frac{G_a}{t_a} \left(\frac{1}{E_2 t_2} + \frac{1}{E_1 t_1} \right)$$

Berücksichtigt man die Schubgleitung der Füge teile in der Lösung nach *Goland und Reissner*, ist nur der Anteil der Schubspannung betroffen, sodass sich die Schubspannung nach *Goland und Reissner* nach Gl. (5.27) bestimmt. Der Faktor k sowie die Schälbeanspruchung bleiben von der Schubgleitung unbeeinflusst.

$$\tau_{(x)} = \frac{1}{8} \frac{\bar{P}}{c} \left\{ (\beta c/t)(1+3k) \frac{\cosh((\beta c/t)(x/c))}{\sinh(\beta c/t)} + 3(1-k) \right\} \quad (5.27)$$

mit

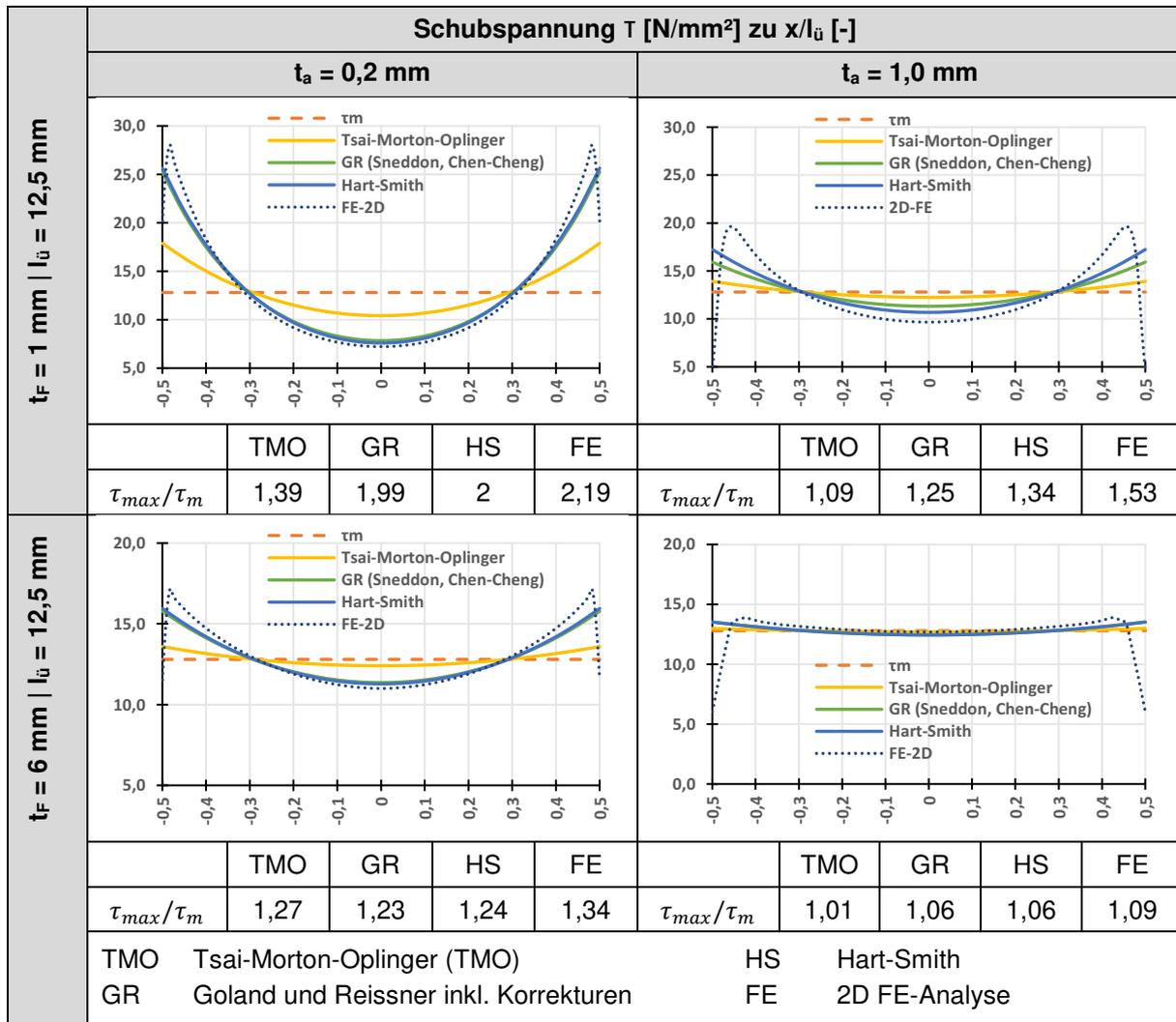
$$\beta^2 = \frac{8tG_a}{Et_a} \left(\frac{1}{1 + \frac{2G_a t}{3t_a G}} \right)$$

Die analytische Lösung nach *Goland und Reissner* macht deutlich wie aufwendig die Spannungsbetrachtung in der Klebefuge wird, sobald eine Anpassung des Beanspruchungszustandes an die tatsächlichen Verhältnisse erfolgt. Neben den klassischen Lösungen von *Volkersen* bzw. *Goland und Reissner* gibt es eine Vielzahl anderer Lösungen die beispielsweise auf Aspekte unterschiedlicher Füge teile oder auf die Spannungsverteilung über die Klebefugendicke eingehen. Dabei nimmt der Berechnungsaufwand jedoch übermäßig zu.

Zu erwähnen sind dennoch die Arbeiten von *Hart-Smith* [82–84] zu einfach und doppelt überlappten Klebungen, bei denen ein Plastizieren der Klebschicht berücksichtigt wird. Die Herleitung nach *Hart-Smith* findet sich in Anhang A3.

In Tabelle 5.6 werden exemplarisch Schubspannungsverläufe für die einfach überlappte Klebung (engl. Single Lap Joint = SLJ) mit einer Überlappungslänge von $l_{\ddot{u}} = 12,5$ mm für verschiedene Klebschicht- und Fügeiteildicken dargestellt.

Tabelle 5.6: Schubspannungsverteilung in der Klebschicht eines SLJ für eine Überlappungslänge $l_{\ddot{u}} = 12,5$ mm in Abhängigkeit diverser Fügeiteildicken



Eine vollständige Übersicht über die untersuchten Schub- und Schälspannungsverläufe finden sich im Anhang A4.

Die Parameterstudie zeigt, dass die Nichtlinearität der Schubspannung von der Überlappungslänge $l_{\ddot{u}}$ sowie der Fügeiteildicke t_f abhängig ist. In Bild 5.35 wird die Nichtlinearität der Schubspannung als Verhältnis aus Schubspannungsspitze zur nominellen Schubspannung τ_{max} / τ_m nach dem analytischen Modell von Hart-Smith gesetzt. Dies erfolgt für eine ansteigende Klebstoffdicke von $t_a = 0,2$ bis 4,0 mm sowie einer Überlappungslänge von $l_{\ddot{u}} = 5,0$ bis 25,0 mm für jeweils eine Fügeiteildicke von $t_f = 1,0$ und 6,0 mm.

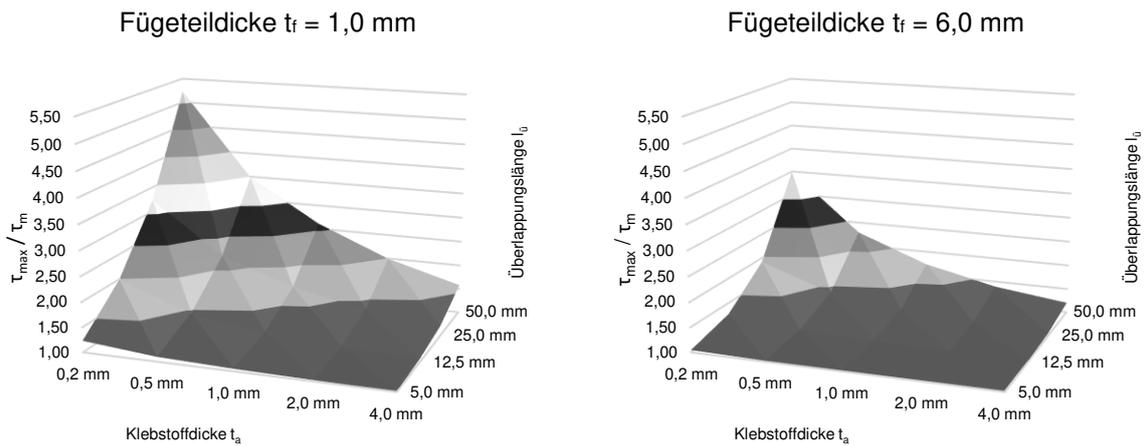


Bild 5.35: Bewertung der Nichtlinearität der Schubspannungsverteilung in der Klebschicht von SLJ in Abhängigkeit der Fügeteildicke und Überlappungslänge

Die geringste Nichtlinearität wird mit einer Überlappungslänge von 5,0 mm und einer Fügeteildicke von 6,0 mm erreicht. Die Nichtlinearität der Schubspannungen weist eine Abweichung der Spannungsspitze von der nominellen Spannung nach dem Modell von Hart-Smith $\leq 2\%$ auf. Diese Abmessungen entsprechen der Zugscherprüfung nach DIN EN 14869-2. Es kann angenommen werden, dass im Gegensatz zu einfach überlappten Klebungen, die doppelt überlappte Klebung aufgrund der symmetrischen Anordnung sekundäre Beanspruchung reduzieren kann. Vorversuche [102] haben jedoch gezeigt, dass die gleichmäßige Beanspruchung der Fügeteile versuchstechnisch aufwendig ist, weshalb in dieser Arbeit die doppeltüberlappte Klebung nicht weiter betrachtet werden.

5.8.4 Herstellung und Versuchsdurchführung

Die Prüfvorschrift nach DIN EN 14869-2 sieht zwei Fügeteilvarianten vor. Zum einen Probekörper, welche aus verklebten Platten geschnitten werden. Zum anderen Probekörper, welche aus abgestuften Fügeteilen bestehen.

Das Heraustrennen der Fügeteile aus vorab verklebten Platten ist hinsichtlich einer Begrenzung der Temperaturentwicklung in der Klebschicht während des Trennvorgangs aufwendig. Aus diesem Grund wird an dieser Stelle ein alternatives Herstellungsverfahren für Zugscherproben untersucht. Die alternative Fertigungsmethode vermeidet zusätzlichen Wärmeeintrag in die Klebschicht infolge Probenbearbeitung und reduziert den Herstellungsaufwand deutlich. Beide Verfahren werden nachfolgend erläutert, beginnend mit dem nach DIN EN 14869-2 vorgeschlagenen Herstellungsverfahren für Proben welche aus vorgeschrittenen und verklebten Blechtafeln herausgetrennt werden.

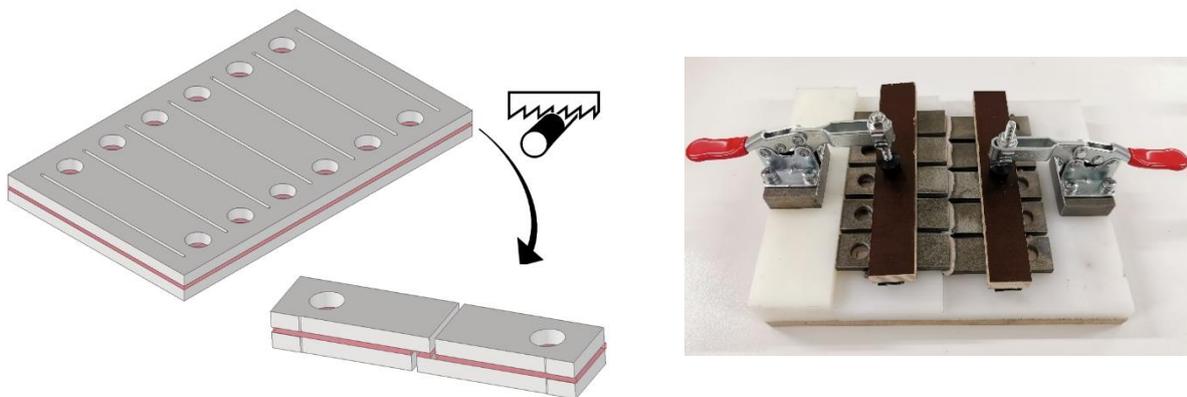


Bild 5.36: Probenherstellung nach DIN EN 14869-2 (links) und nach alternativer Herstellungsverfahren (rechts)

Für Proben aus vorgeschrittenen und verklebten Blechtafeln, werden zunächst Blechtafeln mittels Laserschnittverfahren vorgeschritten. Hierbei werden aus einer Blechtafel 5 bis 6 Probenrohlinge vorgeschritten. Der Vorschnitt beinhaltet die Bohrung zur Probenaufnahme sowie 90% des Längsschnittes, siehe Bild 5.36. Nach der Oberflächenvorbehandlung werden jeweils zwei vorgeschrittene Bleche miteinander verklebt. Zur Einstellung einer kontrollierten Klebefugendicke wird Fühlerlehrenband mit einer Genauigkeit von $\pm 0,005$ mm verwendet.

Nach Aushärtung des Klebstoffs werden die einzelnen Zugscherproben aus der Blechtafel geschnitten. Die definierten Überlappungslängen von 5,0 mm werden ebenfalls durch Einschnitte in das Fügeteil realisiert. Der Sägevortrieb wird so gewählt, dass die Temperaturbeanspruchung in der Klebschicht möglichst gering ist.

Die nachfolgend entwickelte alternative Zugscherprobe verfolgt das Ziel einer möglichst geringen Beeinflussung der Klebschicht durch Wärmeeintrag aus Probenbearbeitung. Die Proben bestehen hierbei aus zwei Blechstreifen mit einer Länge von 75,00 mm, welche aus blankgezogenem Material geschnitten werden. Das Loch für die Probenaufnahme wird vor dem Fügen gebohrt.

Die Klebschichtdicke wird während des Verklebens der Füge­teile mit Hilfe einer geeigneten Herstellhilfe eingestellt, siehe Bild 5.36 (rechts). Nach dem Aushärten des Klebstoffes wird der überschüssige Klebstoff entfernt. Die Probenaufnahme der alternativen Probenform in der Zugprüfeinrichtung erfolgt exzentrisch, um den Versatz aus Füge­teildicke und halber Klebschichtdicke auszugleichen, s.a. Bild 5.37.



Bild 5.37: Zugscherprobe nach DIN EN 14869-2 (links) und Zugscherprobe nach alternativer Herstellung (mitte und rechts)

Die Prüfkörper sind mittels Passbolzen mit einer kardanisch gelagerten Probenhalterung verbunden. Diese soll sekundäre Beanspruchungen aus nicht exakt ausgerichteter Lasteinleitungen vermeiden. Die Versuchsdurchführung erfolgt mit einer Verformungsgeschwindigkeit der Probenhalter von $v = 1,0 \text{ mm/min}$. Zur Auswertung des Schubmoduls werden die lokalen Verformungen mit Hilfe eines 3D Bildkorrelationssystem erfasst, s.a. Bild 5.38.

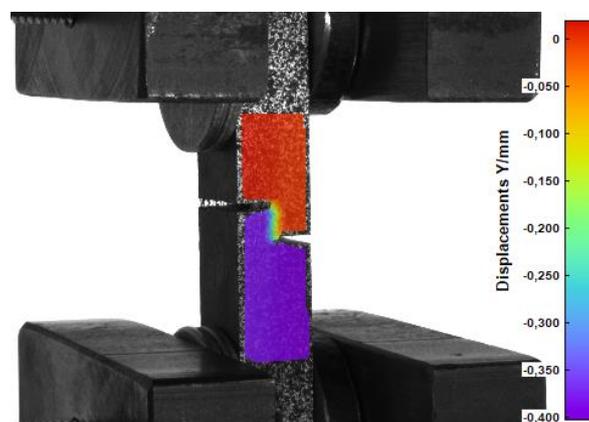


Bild 5.38: 3D-Bildkorrelationsaufnahme einer Zugscherprobe aus Klebstoff A nach DIN EN 14869-2 mit einer Klebstoffdicke von $t_a = 2,0 \text{ mm}$

5.8.5 Versuchsergebnisse der Zugscherprüfung

In Tabelle 5.7 und Tabelle 5.8 finden sich die Mittelwerte der Bruchspannung τ_{\max} der Zugscherproben in Abhängigkeit von der Klebstoffdicke t_a . Bei der angegebenen Bruchspannung handelt es sich um die Nennbruchspannung gem. Gl. (5.28):

$$\tau_{\max} = \frac{F}{b \cdot l_{\ddot{u}}} \quad (5.28)$$

mit

F Versuchskraft

b Probenbreite (ca. 25,0 mm)

$l_{\ddot{u}}$ Überlappungslänge (ca. 5,0 mm)

Tabelle 5.7: Bruchspannung der Zugscherprobe gem. DIN EN 14869-2

	τ_{\max} [N/mm ²] - Klebstoff A					τ_{\max} [N/mm ²] - Klebstoff B				
	Klebstoffdicke t_a [mm]					Klebstoffdicke t_a [mm]				
	0,2	0,5	1,0	2,0	4,0	0,2	0,5	1,0	2,0	4,0
\bar{X}	27,5	23,8	23,6	21,8	19,0	22,9	19,9	16,7	13,8	13,9
σ	1,36	0,93	0,65	0,67	0,29	1,52	1,34	0,86	1,79	1,55
V_x [%]	4,9	3,9	2,7	3,1	1,5	6,6	6,8	5,2	13,0	11,2

Tabelle 5.8: Bruchspannung der Zugscherprobe in alternativer Herstellungsform

	τ_{\max} [N/mm ²] - Klebstoff A					τ_{\max} [N/mm ²] - Klebstoff B				
	Klebstoffdicke t_a [mm]					Klebstoffdicke t_a [mm]				
	0,2	0,5	1,0	2,0	4,0	0,2	0,5	1,0	2,0	4,0
\bar{X}	30,3	28,3	25,2	23,3	18,5	22,9	19,7	17,3	13,3	13,7
σ	0,78	1,73	0,59	0,27	0,55	1,84	1,47	1,25	2,89	1,06
V_x [%]	2,6	6,1	2,3	1,2	3,0	8,0	7,5	7,2	21,7	7,7

Die Schubtragfähigkeit nimmt wie in der Fachliteratur häufig qualitativ dargestellt mit zunehmender Klebschichtdicke ab. Dabei ist die Größenordnung des Festigkeitsabfalls stark von dem verwendeten Klebstoff abhängig. Dieser Festigkeitsabfall ist in Bild 5.39 für Klebstoff B bereits für gering zunehmende Klebschichtdicken deutlich erkennbar.

Der untere Grenzwert der Schubtragfähigkeit des Klebstoffes B ist bereits ab einer Klebstoffdicke von $t_a = 2,0$ mm gem. Bild 5.39 zu erkennen. Für den Klebstoff A kann die Schubtragfähigkeit bei $t_a = 4,0$ mm nicht eindeutig als unterer Grenzwert identifiziert werden, da keine Versuche mit größeren Klebschichtdicken durchgeführt wurden.

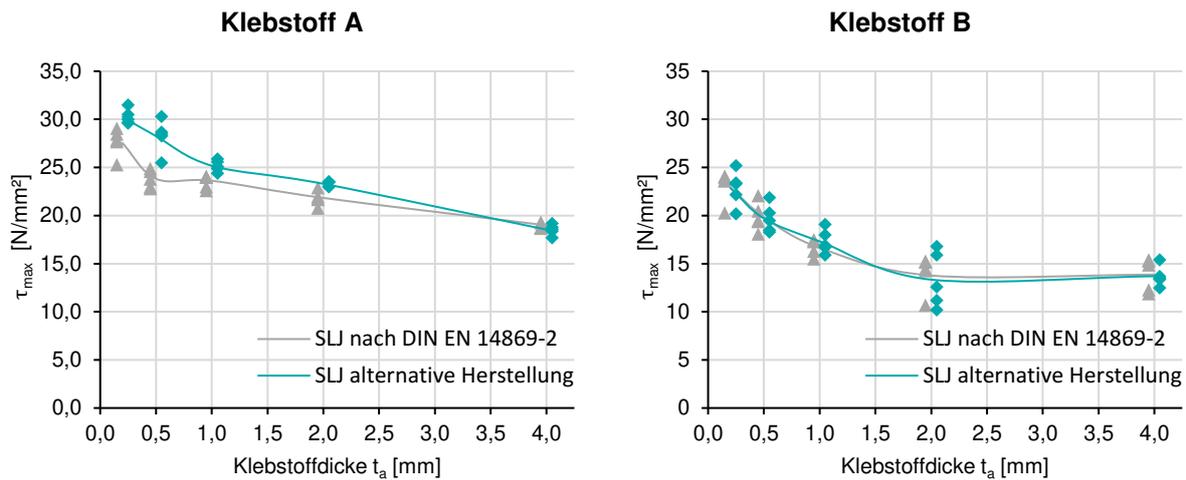


Bild 5.39: Schubtragfähigkeit aus Zugscherprüfung für Klebstoff A und B

Eine hohe Reproduzierbarkeit mechanischer Kennwerte ist ausschlaggebend für den wirtschaftlichen Einsatz von Klebstoffen in strukturellen Klebungen. Die Zugscherprüfung macht hierbei Unterschiede zwischen den beiden Klebstoffsystemen sichtbar. Klebstoffsystem B weist mit einer mittleren Varianz von 9,5 % eine deutlich größere Varianz als das Klebstoffsystem A mit 3,1 % auf.

Hinsichtlich der Bruchspannungen und der Varianz der Versuchsergebnisse zeigen sowohl die Probenkörperherstellung nach DIN EN 14869-2 sowie nach alternativer Herstellung ein sehr ähnliches mechanisches Verhalten auf.

Der Schubmodul (G-Modul) des Klebstoffs wird als Gradient im linearen Bereich der Schubspannungs-Gleitungsline gem. Gl. (5.29), siehe Bild 5.40 für geringe Schubgleitungen ausgewertet:

$$G = \frac{\tau}{\gamma} \quad (5.29)$$

mit

τ Nominelle Schubspannung

γ Schubverformung bzw. Schubgleitung

$$\tan \gamma = \frac{d_s}{t_a} \cong \gamma$$

t_a Klebschichtdicke

d_s korrigierte Schubverformung des Klebstoffs

$$d_s = d_m - \frac{\tau(a - t_a)}{G_a}$$

d_m gemessene Verschiebung bezogen auf die Fügeteilmitten

a Extensometerabstand

G_a Schubmodul des Fügeteils

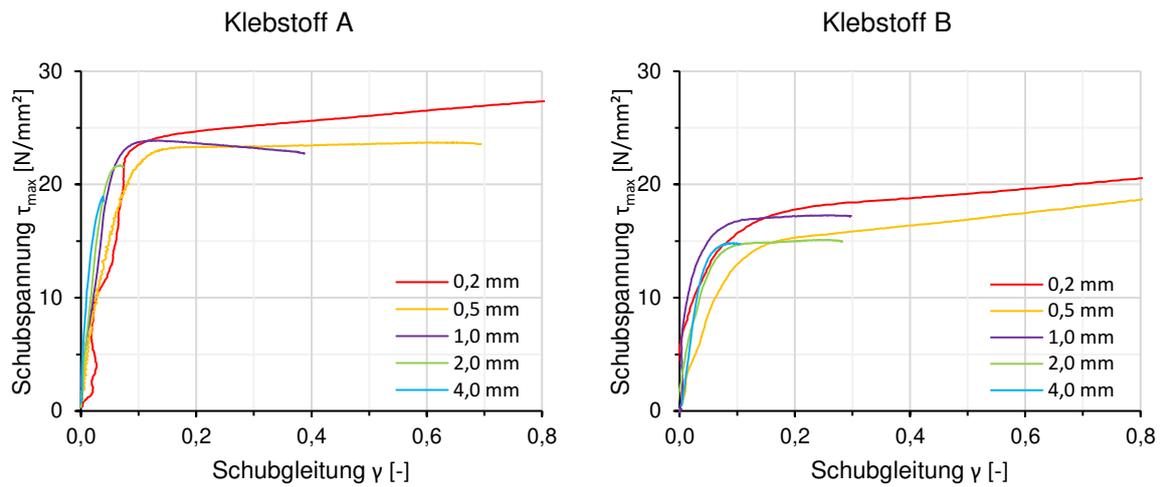


Bild 5.40: Schubspannungs-Gleitungsline der Zugscherversuche

Da die Verformungsmessung nicht unmittelbar in den Grenzschichten der Klebschicht stattfinden kann, wird die Verformung d_m in den Fügeteilmitten gemessen. Die Verformung d_m muss jedoch um die Schubverformung der Fügeteile auf die Schubverformung der Klebschicht d_s korrigiert werden. Die Schubgleitung γ kann anschließend mit Hilfe der trigonometrischen Funktionen aus dem Verhältnis der korrigierten Schubverformung zur Klebschichtdicke bestimmt werden. Da es sich bei den Schubverformungen im Verhältnis zur Klebschichtdicke um sehr kleine Verformungen handelt, kann von $\tan \gamma \cong \gamma$ ausgegangen werden.

Der Schubmodul der Klebschicht ist unabhängig von der Klebschichtdicke t_a . In Tabelle 5.9 ist der mittlere Schubmodul für Klebstoff A und B angegeben. Die Auswertung des Schubmoduls ist erst für größere Klebschichtdicken ($t_a \geq 2,0$ mm) zuverlässig möglich. Bei geringeren Klebschichtdicken fällt die Scherverschiebung so gering aus, dass Messungenauigkeiten in Verbindung mit Abweichungen von der Ziel-Klebschichtdicke zu großen Streuungen des ermittelten Schubmoduls führen.

Tabelle 5.9: Schubmodul für Klebstoff A und B

	aus Versuch		nach Elastizitätstheorie	
	Klebstoff A	Klebstoff B	Klebstoff A	Klebstoff B
G-Modul [N/mm ²]	809	441	870	450
σ	130,7	46,2	X	X
V_x [%]	16,2	10,5	X	X

Die elastischen Materialkonstanten isotroper Werkstoffe sind voneinander abhängig. Der Schubmodul G kann gem. Gl. (5.30) ebenfalls in Funktion des Elastizitätsmoduls E und der Querkontraktionszahl ν ausgedrückt werden, s.a. Tabelle 5.9:

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (5.30)$$

Der experimentell ermittelte Schubmodul ist vergleichbar mit dem theoretischen Schubmodul nach isotropem Werkstoffgesetz gem. Gl. (5.30). Es kann von einem nahezu ideal isotropen Werkstoffverhalten des Klebstoffs für geringe Dehnungen bzw. Schubverformungen ausgegangen werden. Die Abweichung des versuchstechnisch ermittelten Schubmoduls von dem theoretisch vorliegenden Schubmodul nach Elastizitätstheorie kann auf Messungenauigkeiten zurückgeführt werden, die aus einem nicht ausreichend kontrastreichen Specklemuster zur 3D-Bildkorrelation auf Basis von Grauwerten resultieren.

Die Probekörperform nach DIN EN 14869-2 weist im Gegensatz zur alternativen Herstellungsform einige Vorteile auf. Die Einstellung einer kontrollierten Klebschichtdicke ist mit der Probenform nach DIN EN 14869-2 deutlich präziser möglich als mit der alternativen Probenform, weshalb zur versuchstechnischen Ermittlung des Schubmoduls die Probenform nach DIN EN 14869-2 vorzuziehen ist. Des Weiteren kann die Überlappungslänge ebenfalls präziser durch das nachträgliche Einschneiden der Fügeteile mit der Probenform nach DIN EN 14869-2 eingestellt werden. Dies verringert die aufwendige messtechnische Bestimmung der Überlappungslänge. Einen Einfluss des Wärmeeintrages aus dem Schneiden der Probenform nach DIN EN 14869-2 auf die Klebschichttragfähigkeit konnte nicht festgestellt werden, da die Tragfähigkeiten beider Varianten nahezu identisch sind. Die vermeintlichen Vorteile der alternativen Herstellungsform der Zugscherproben, wie kostengünstige und zügige Fertigung der Probekörper gehen zu Lasten der Ergebnisgenauigkeit.

5.9 Anstrengungshypothese

5.9.1 Überblick

Mechanische Klebstoffkennwerte erlauben nur Rückschlüsse auf den untersuchten Beanspruchungszustand. Um Rückschlüsse auf die Tragfähigkeit geklebter Bauteile unter verschiedenen Beanspruchungszuständen zu ziehen, ist die Anwendung einer Anstrengungshypothese erforderlich.

Die Versuchsergebnisse der zuvor durchgeführten Zugscherproben und Stumpfklebungen weisen nur für geringe Klebstoffdicken $t_a \leq 0,5$ mm ein elastoplastisches Verformungsverhalten auf. Die Verwendung komplexer Anstrengungshypothesen nach Abs. 5.5.3 ist daher nicht erforderlich.

In Abs. 5.5.3 wurde als Anstrengungshypothese eine zweidimensionale Bruchbedingung vorgestellt, welche in den folgenden Abschnitten definiert und numerisch sowie experimentell überprüft wird. Die Anstrengungshypothese gem. Gl. (5.31) stellt eine allgemeine Formulierung dar, bei der die Bruchkurve mit Hilfe der Exponenten vollständig angepasst werden kann.

$$\left| \frac{\sigma}{R_\sigma} \right|^a + \left| \frac{\tau}{R_\tau} \right|^b = 1 \quad (5.31)$$

Die Beanspruchbarkeiten R_σ und R_τ können mit Zugscherprüfungen an einfach überlappten Klebungen und mit Zugprüfungen an Stumpfklebungen ermittelt werden. Der Festigkeitsgrenzwert R kann der ermittelten Maximalspannung gleichgesetzt werden. Die dimensionslosen Exponenten „a“ und „b“, welche eine individuelle Anpassung der Bruchkurve zwischen den äußeren Beanspruchbarkeiten R ermöglichen, werden mit Hilfe einer numerischen sowie experimentellen Untersuchung bestimmt.

Im folgenden Abschnitt findet sich ein Überblick über die bereits angewendeten Verfahren zur experimentellen Überprüfung des Interaktionsverhaltens von Klebschichten. Die Verfahren wurden für andere Anwendungen entwickelt. Ihre Eignung zur Überprüfung der Anstrengungshypothese wird diskutiert und anschließend experimentell überprüft.

5.9.2 Verfahren zur experimentellen Überprüfung des Interaktionsverhaltens

Eine experimentelle Überprüfung des Interaktionsverhaltens einer Klebschicht muss definierte Normal- und Schubspannungszustände erzeugen. Ein einfaches Verfahren wurde von *Albiez* [41] vorgestellt. Hierbei werden geschäftet geklebte Stahlflachproben unter axialer Beanspruchung mit Hilfe unterschiedlicher Schäftungswinkel α definierten Normal- und Schubspannungszuständen ausgesetzt, siehe Bild 5.41. Die Vorteile dieser Probenform liegen in der einfachen Herstellung sowie der unkomplizierten Versuchsdurchführung, da die Probekörper direkt über eine Bolzenverbindung am Fügeiteilende mit der Prüfmaschine verbunden werden.

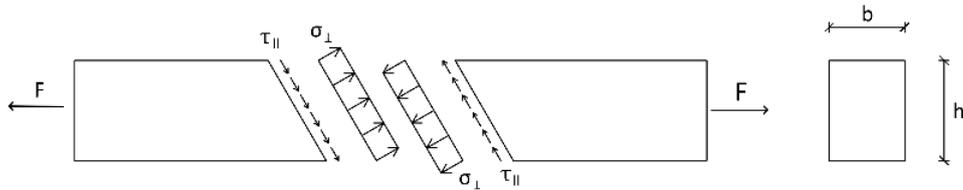


Bild 5.41: Normal- und Schubspannung an einer geschäfteten Verbundprobe

Die Überlappungslänge nimmt bei fallendem Schäftungswinkel zu, siehe Bild 5.42. Die steigende Überlappungslänge führt zu einer zunehmenden Nichtlinearität des Schubspannungsverlaufs. Aus diesem Grund ist ein direkter Vergleich der nominellen Bruchspannungen über unterschiedliche Schäftungswinkel nicht möglich.

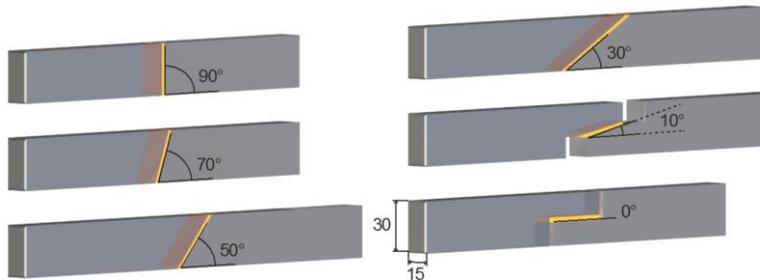
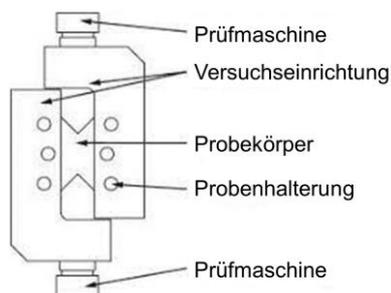


Bild 5.42: Schematische Darstellung der geschäfteten Verbundproben [41]

Ein alternatives Verfahren stellt eine modifizierte ARCAN Prüfvorrichtung dar, welche eine Belastung von Klebeverbunden unter verschiedenen Beanspruchungsrichtungen ermöglicht. Diese Prüfmethode geht auf das Verfahren des Namensgebers *Arcan et al.* [42] zurück, welches Ursprünglich zur Erzeugung gleichförmiger ebener Spannungszustände an Faserverbundkunststoffen (FVK) als Alternative zum „V-notch rail shear“ Verfahren entwickelt wurde. Dazu wurde eine kreisförmige ebene Scheibe aus FVK mit asymmetrischen Ausschnitten entwickelt, siehe Bild 5.43.

(a) V-notch rail shear Test nach ASTM D 7078



(b) Arcan et al. [42]

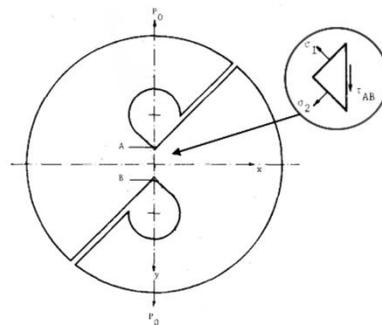


Bild 5.43: V-notch rail shear Test (a) und Arcan et al. (b)

In einer Weiterentwicklung von *Bank-Sills et al.* [43] wurde die einwirkende Prüfkraft in unterschiedlichen Drehwinkeln auf den scheibenförmigen Probekörper angesetzt. Die sich hieraus ergebenden definierten Normal- und Schubspannungszustände ermöglichen die Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte. Hierzu wird im Zentrum der Probe ein initialer Riss eingebracht und die Energiefreisetzungsrate ermittelt. Hintergründe zur Bruchmechanik können in [78] nachgelesen werden.

Es konnte festgestellt werden, dass die Anordnung der Nase entlang der Ränder die Spannungssingularität eliminieren kann, sodass der Rand spannungsarm wird. Zudem führt eine geringe Klebschichtdickenerhöhung in den Randbereichen zu einer weiteren Homogenisierung des Spannungszustandes in der Klebschicht. [55]

Die mit der Prüfeinrichtung nach *Cognard et al.* durchgeführten Untersuchungen, siehe Bild 5.47, zeigen eine parabolisch verlaufende Bruchkurve von der reinen Zugbeanspruchung über die reine Schubbeanspruchung bis zur Überlagerung aus Druck- und Schubbeanspruchung.

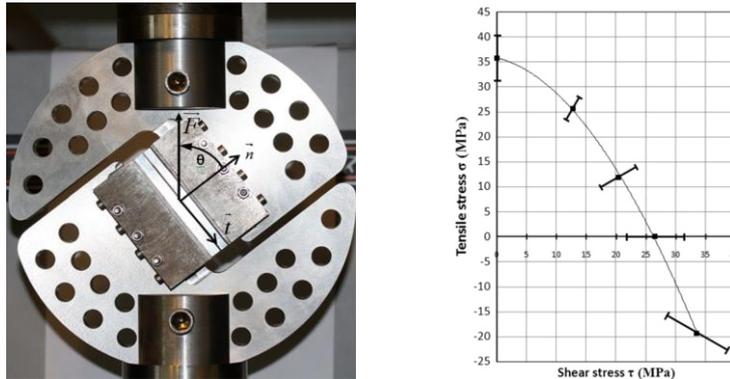


Bild 5.47: Versuchsdurchführung mit der modifizierten Arcan Prüfeinrichtung nach Cognard (links) und der ermittelten Bruchkurve (rechts) [47]

Die Probekörper nach *Cognard et al.* sind aus fertigungstechnischer Sicht aufwendig in der Herstellung. Die umlaufende Nase zur Reduzierung der Spannungssingularität entlang der Klebschichtränder sowie der umlaufende Flansch zur Befestigung der Probe sind kostenintensiv in der Herstellung. Zudem erlaubt die Probenhalterung keine Untersuchung variabler Klebschichtdicken.

Angesichts der aufwendigen Fügeiteilgestaltung nach *Cognard et al.* wurden von *Gabener* Alternativen zur Vermeidung von Spannungssingularitäten an den Klebschichträndern untersucht [73]. Neben der Anordnung einer umlaufenden Nase wurde der Einfluss aus einer Abrundung der Fügeiteile am Klebschichtende mit einem Radius von 0,02 mm (nach dem Druckluftstrahlen) und einem Radius von 0,3 mm (nach dem Entgraten) untersucht. Die Rundung von 0,3 mm hat einen ähnlichen Effekt wie die Ausbildung der Nase gem. *Cognard*. Die Verbundfläche des Probekörpers nach *Gabener* fällt mit 10 x 15 mm deutlich kleiner als nach *Cognard* aus, was zu geringeren Prüfkräften und einer verringerten Gefahr sekundärer Beanspruchungen aus Verformung der Probenhalterung führt, siehe Bild 5.48.

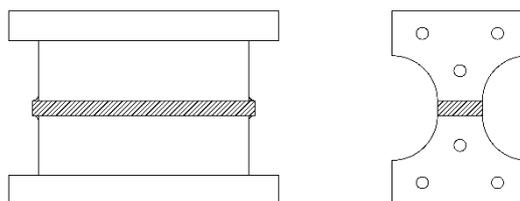


Bild 5.48: Ansicht der Probekörper nach Cognard (links) und Gabener (rechts)

5.9.3 Weiterentwicklung des Verfahrens zur Überprüfung des Interaktionsverhaltens (Weiterentwickelte Arcan-Prüfung)

Das vorgestellte Verfahren nach *Cognard* bzw. die Weiterentwicklung durch *Gabener* stellen den Stand der Technik zur Prüfung von Klebeverbundproben unter kombinierten Beanspruchungssituationen dar.

Die individuelle Fügeteilfertigung zur Untersuchung variabler Klebschichtdicken sowie die Abweichung der zu verklebenden Oberfläche durch mechanische Bearbeitung von warmgewalzten Oberflächen begründet die Motivation einer Weiterentwicklung der zuvor vorgestellten Prüfverfahren.

Im Zentrum der Weiterentwicklung stehen folgende Aspekte:

- Ausführung der Klebfläche als warmgewalzte Oberfläche
- Universelles Fügeteil für variable Klebschichtdicken bis zu 4,0 mm
- Vermeidung von Doppelpassungsproblemen in der Prüfvorrichtung
- Einsatz in einer Universalprüfmaschine

Die weiterentwickelte Probenkörperform ist an die Klebfläche von Zugscherversuchen nach DIN EN 14869-2 mit 5 x 25 mm angelehnt, s.a. Abs. 5.8.5. Die Fügeteile werden aus blankgezogenem Vollmaterial gefertigt, sodass die Klebfläche in einem unbearbeiteten Zustand verbleibt. Zur Probenaufnahme in der Prüfvorrichtung weist die Probenform einen Flansch auf, siehe Bild 5.49. Die Herstellvorrichtung ermöglicht dadurch die gleichzeitige Verklebung von fünf Probekörper. Die Klebschichtdicke wird mit Abstandshaltern aus Polyethylen eingestellt.



Bild 5.49: Weiterentwicklung des Probekörpers (links) Fertigungshilfe (rechts)

Zur Vermeidung von Doppelpassungsproblemen ist die Probe je Probenhälfte in x-Richtung nur einseitig kraftschlüssig mit der Probenaufnahme verbunden, siehe Bild 5.50. In y-Richtung kann die Probenaufnahme individuell auf variable Klebschichtdicken eingestellt werden. Der verbleibende Spalt zwischen Probenflansch und Probenaufnahme wird vor dem Versuch unterfüttert. Die in Bild 5.50 dargestellte Prüfvorrichtung ermöglicht eine Beanspruchung der Verbundproben in unterschiedlichen Drehwinkeln. Die Kraftresultierende liegt immer im Schwerpunkt der Klebfläche, sodass in Abhängigkeit des Drehwinkels gezielt Normal- und Schubspannungszustände erzeugt werden können.

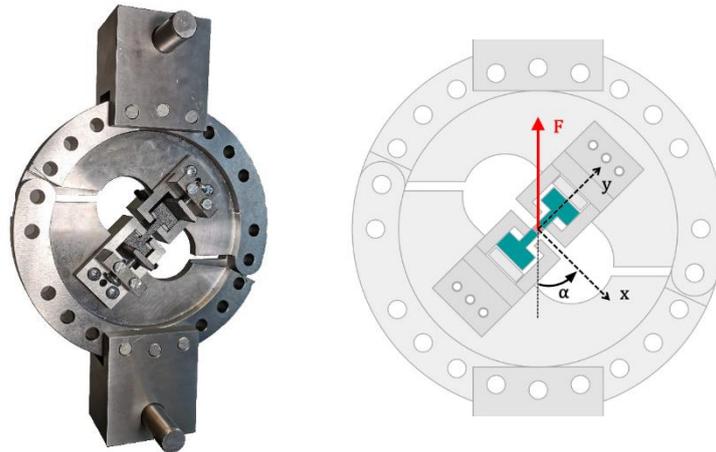


Bild 5.50: Optimierte Prüfvorrichtung zur Ermittlung der Anstrengungshypothese

Die ermittelte Bruchlast wird gem. Gl. (5.32) und (5.33) in Abhängigkeit von Beanspruchungswinkel und Klebfläche rechnerisch auf die Normal- und Schubspannungskomponenten in der Klebschicht aufgeteilt:

$$\sigma_z = \frac{F \sin \alpha}{A} \quad (5.32)$$

$$\tau_{xz} = \frac{F \cos \alpha}{A} \quad (5.33)$$

Die weiterentwickelte Arcan-Prüfung zur Überprüfung der Anstrengungshypothese für folgende Beanspruchungswinkel konstruiert: 0°, 30°, 45°, 60° und 90°. Der Beanspruchungswinkel 0° entspricht hierbei reiner Schubbeanspruchung und 90° reiner Zugbeanspruchung. Es werden drei unterschiedliche Klebschichtdicken überprüft. Die untersuchten Klebstoffdicken betragen: 0,55 mm; 1,55 mm und 2,55 mm. Die Versuchsdurchführung erfolgt Lagergeregelt mit einer konstanten Verformungsgeschwindigkeit von $v = 1,0 \text{ mm/min}$.

Die Verformungsmessung mit einer 3D-Bildkorrelation, siehe Bild 5.51, zeigt, dass die Versuchseinrichtung homogene Beanspruchungszustände der Prüfkörper für Zug, Schub und Mischbeanspruchung erzeugt.

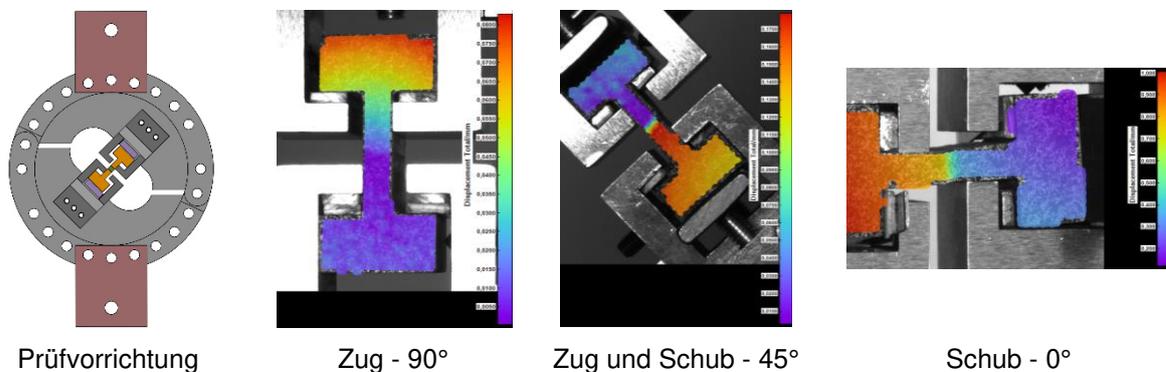


Bild 5.51: Verformungsmessung an der optimierten Prüfmethode

5.9.4 Bruchbedingung für Klebstoff A und B

Die versuchstechnisch ermittelten Bruchkräfte wurden gem. Gl. (5.32) und (5.33) auf den vorliegenden Schub- und Normalspannungszustand umgerechnet und sind in Bild 5.52 zusammengefasst.

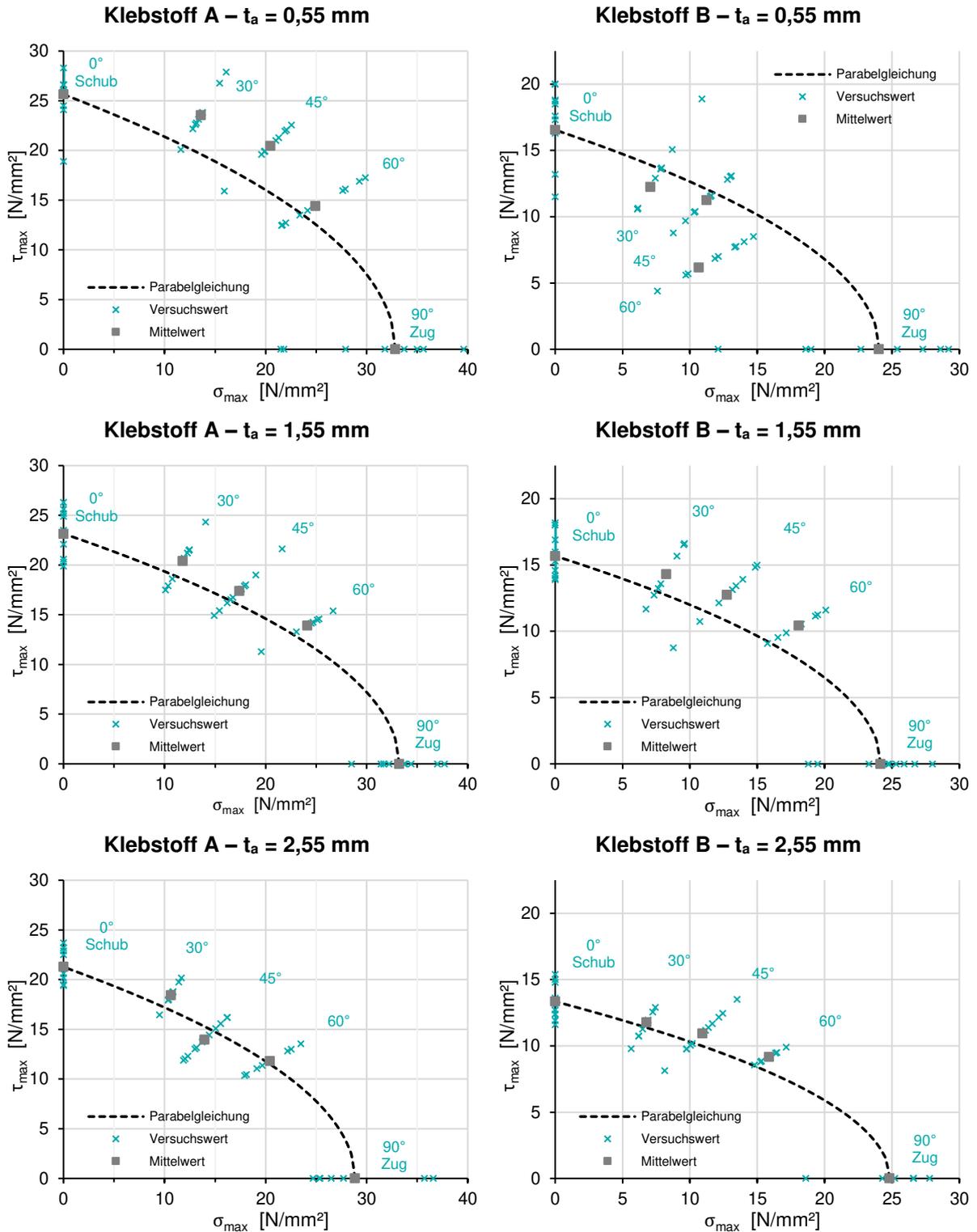


Bild 5.52: Parabolische Bruchbedingung für Klebstoff A und B

Die mit Hilfe der weiterentwickelten Arcan-Prüfung ermittelten mittleren Bruchlasten bilden einen parabelförmigen Verlauf zwischen dem Zustand reiner Schub- und reiner Zugbeanspruchung auf. Die parabelförmige Formulierung der an den Grenztragfähigkeiten für reine Schub- oder Zugbeanspruchung ausgerichteten Bruchbedingung gem. Gl. (5.34) ist in Bild 5.52 mit einer gestrichelten Linie dargestellt. Die Bruchlasten bei Mischbeanspruchung weisen für die meisten Versuchspunkte eine gute Übereinstimmung mit der gewählten parabelförmigen Bruchbedingung auf.

$$\frac{|\sigma^*|}{R_\sigma} + \left(\frac{\tau^*}{R_\tau}\right)^2 = 1 \quad (5.34)$$

mit

σ, τ Einwirkende Beanspruchung (* = Spannungszustand beim Bruch)

$R_\sigma = \sigma_R$ Zugtragfähigkeit der Klebschicht

$R_\tau = \tau_R$ Schubtragfähigkeit der Klebschicht

Die Bruchbedingung weist unter Ansatz des Beanspruchungszustandes in der Klebschicht folgende Aussagemöglichkeiten auf:

- $F(\sigma \dots) < 1$ Spannungszustand unterhalb der Bruchgrenze
- $F(\sigma \dots) = 1$ Bruchgrenze ist erreicht = Bruchbedingung wird erfüllt
- $F(\sigma \dots) > 1$ Bruchgrenze überschritten → Versagen

Die Bruchlasten für reinen Schub weisen eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen an einfach überlappten Zugscherproben gem. Abs. 5.8 auf. Geringe Abweichungen von der Zugscherfestigkeit sind auf die größere Varianz der Versuchsergebnisse zurückzuführen.

Die Bruchlast für reine Zugbeanspruchung weist mehr als 20% geringere Tragfähigkeiten als die Zugprüfung an Stumpfklebungen nach Abs. 5.7 auf. Für den Klebstoff B ist die Beanspruchbarkeit auf Zug um mehr als 35% geringer als an Stumpfklebungen nach Abs. 5.7.

Die zunehmende Klebschichtdicke t_a wirkt sich vor allem auf die Schubtragfähigkeit aus, wie dies bei den Zugscherversuchen der Fall ist. Auf die Zugbeanspruchung hat die Klebschichtdicke gem. den Versuchen an Stumpfklebungen einen geringen Einfluss. Der Klebstoff B weist wie in den vorangegangenen Versuchen festgestellt, eine größere Varianz in den mechanischen Kennwerten auf.

Die Beanspruchungen in der Klebschicht infolge des weiterentwickelten Arcan Versuchs werden aufgrund der von den Versuchsergebnissen an Stumpfklebungen gem. Abs. 5.7 abweichenden Beanspruchbarkeit für Zug, mit Hilfe der FE-Methode (Software ANSYS 2021 R1) genauer untersucht. Die Probekörper und die Probenhalterung werden mit SOLID186 Volumen-Elementen abgebildet, siehe Bild 5.53. Die modellierte Klebschicht weist eine Dicke von $t_a = 2,0$ mm auf. Es werden die mittleren Bruchlasten entsprechend der experimentellen Untersuchungen als Beanspruchung aufgegeben.

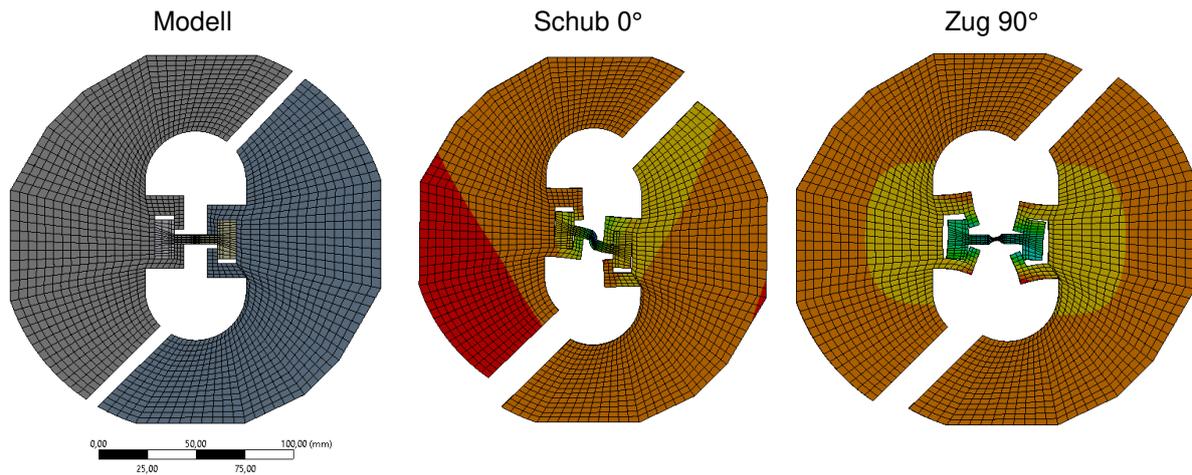


Bild 5.53: Modell und skalierte Verformungszustände der optimierten Prüfmethode zur Untersuchung der Anstrengungshypothese unter verschiedenen Belastungen

In Tabelle 5.10 sind exemplarisch die numerisch ermittelten Normal- und Schubspannungen auf halber Klebschichtdicke für den Klebstoff A bei den Beanspruchungswinkeln 0° , 45° sowie 90° angegeben.

Tabelle 5.10: Spannungszustand der modifizierten Arcan Prüfkörper mit Klebstoff A

0° (Schub)	$\sigma_{\text{nominell}} = 0,00 \text{ N/mm}^2$ 1,3396 Max 1,0421 0,74465 0,44717 0,14969 -0,14779 -0,44526 -0,74274 -1,0402 -1,3377 Min	$\tau_{\text{nominell}} = 23,15 \text{ N/mm}^2$ -0,41052 Max -3,5482 -6,6858 -9,8235 -12,961 -16,099 -19,236 -22,374 -25,512 -28,649 Min
45°	$\sigma_{\text{nominell}} = 17,39 \text{ N/mm}^2$ 21,645 Max 19,77 17,895 16,021 14,146 12,271 10,396 8,5215 6,6467 4,772 Min	$\tau_{\text{nominell}} = 17,39 \text{ N/mm}^2$ -0,31292 Max -2,7028 -5,0927 -7,4826 -9,8725 -12,262 -14,652 -17,042 -19,432 -21,822 Min
90° (Zug)	$\sigma_{\text{nominell}} = 33,21 \text{ N/mm}^2$ 40,451 Max 37,082 33,733 30,375 27,016 23,657 20,298 16,939 13,58 10,221 Min	$\tau_{\text{nominell}} = 0,00 \text{ N/mm}^2$ 1,0375 Max 0,92373 0,80995 0,69617 0,5824 0,46862 0,35484 0,24107 0,12729 0,013515 Min

Der in Tabelle 5.10 dargestellte Schubspannungsverlauf entspricht dem in Abs. 5.8 ermittelten Verlauf an einfachüberlappten Zugscherproben nach DIN EN 14869-2. Dies zeigt, dass die Bruchspannungen für Schubbeanspruchung mit denen nach der Zugscherprüfung übereinstimmen.

Die Nichtlinearität des Normalspannungszustandes weist zu den experimentell ermittelten nominellen Bruchspannungen für beide Klebstoffe ein konstantes Verhältnis von $\sigma_{\text{max,FE}} / \sigma_{\text{max,nominell}} = 1,2$ auf. Im Vergleich weist die Nichtlinearität der numerischen Beanspruchungen zu nominellen Beanspruchungen von quadratischen Stumpfklebungen nach DIN EN 15870 hingegen nur ein Verhältnis von

$\sigma_{\max,FE} / \sigma_{\max,nominell} = 1,1$ auf, s.a. Tabelle 5.11. Die Nennspannung der am weiterentwickelten Arcan Versuch unterschätzt demnach die maximale Zugspannung im Vergleich zu der Stumpfklebung an quadratischen Fügeteilen.

Tabelle 5.11: Mehrdimensionaler Spannungszustand in der Klebschicht bei reinem Zug an dem optimierten Probekörper und nach DIN EN 15870 für Klebstoff A

	Weiterentwickelte Arcan Prüfkörper	Stumpfklebung nach DIN EN 15870
σ_x		
σ_y		
σ_z		

Die rechteckige Klebefläche der weiterentwickelten Arcan-Prüfung weist im Gegensatz zum quadratischen Prüfkörper nach DIN EN 15870 einen unausgeglichenen hydrostatischen Spannungszustand in der Klebschicht auf, welcher die Querkontraktion begünstigt. Die geringeren Bruchlasten der weiterentwickelten Arcan Prüfung im Vergleich zur Zugprüfung an quadratischen Stumpfklebungen begründet sich durch die größere Spannungsinhomogenität in der Klebefläche.

Der zusätzliche Festigkeitsunterschied für Klebstoff B kann auf den unausgeglichenen hydrostatischen Spannungszustand und der sich dadurch ausbildenden Querkontraktion zurückgeführt werden. Der Klebstoff B weist bei der Zugprüfung an Polymerproben, siehe Abs. 5.6, eine im Vergleich zum Klebstoff A ebenfalls geringere Tragfähigkeit aufgrund vorliegender Querkontraktion auf.

5.9.5 Zusammenfassung und Ausblick zur Anstrengungshypothese

Die Versuchsergebnisse an der weiterentwickelten Arcan Prüfung zeigen eine gute Übereinstimmung mit einer parabolischen Bruchbedingung, welche an den Grenztragfähigkeiten für Zug- und Schubbeanspruchung ausgerichtet ist auf.

Die experimentellen und numerischen Untersuchungen zeigen, dass die Ableitung einer parabolischen Bruchbedingung gem. Gl. (5.35) in Abhängigkeit der Grenztragfähigkeiten der Zugprüfung nach DIN EN 15870 und Zugscherprüfung nach DIN EN 14869-2 möglich ist.

$$\frac{|\sigma^*|}{R_\sigma} + \left(\frac{\tau^*}{R_\tau}\right)^2 = 1 \quad (5.35)$$

mit

σ, τ Einwirkende Beanspruchung (* = Spannungszustand beim Bruch)

$R_\sigma = \sigma_R$ Zugtragfähigkeit der Klebschicht nach DIN EN 15870

$R_\tau = \tau_R$ Schubtragfähigkeit der Klebschicht nach DIN EN 14869-2

Die numerischen Untersuchungen zum inneren Beanspruchungszustand der Klebschicht zeigen, dass die Geometrie der Klebefläche einen großen Einfluss auf die Bruchspannungen hat. Die Probenkörpergeometrie wurde daher genauer untersucht. Dabei wird die Klebefläche auf 25 x 25 mm vergrößert, siehe Bild 5.54. Die Klebefläche entspricht so der Klebefläche für Zugprüfungen an Stumpfklebungen. Die Inhomogenität des Spannungszustandes bei reiner Zugbeanspruchung entspricht in diesem Fall dem Spannungszustand der Stumpfklebung nach Abs. 5.7 mit einem Verhältnis von $\sigma_{\max,FE} / \sigma_{\max,nominell} = 1,1$.

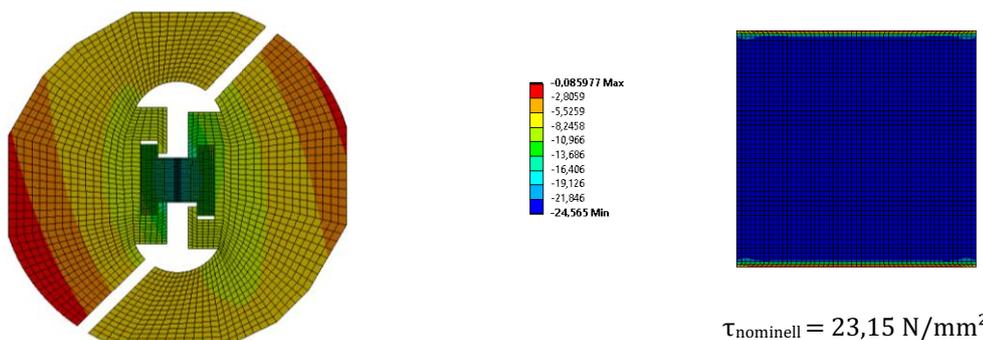


Bild 5.54: Modell und Verformungszustände eines quadratischen Probekörpers mit 25 mm Kantenlänge zur Überprüfung der Anstrengungshypothese

Die Inhomogenität der Schubspannung kann ebenfalls auf $\tau_{\max,FE} / \tau_{\max,nominell} = 1,06$ verbessert werden. Im Gegensatz zur Zugscherprüfung führt die Vergrößerung der Überlappungslänge nicht zu einer Zunahme der Nichtlinearität, da die Fügeteildehnung aufgrund des Abscheren auf Druck vernachlässigbar ist.

5.10 Zusammenfassung

Ziel der Untersuchungen in Kapitel 5 ist die Entwicklung einer Anstrengungshypothese die zur Tragfähigkeitsauslegung von Klebschichten geeignet ist. Für die Anstrengungshypothese werden relevante mechanische Klebstoffkennwerte definiert und eine geeignete Prüfmethode entwickelt.

Dazu werden eingangs die Grundlagen von Stahlklebungen unter Berücksichtigung des aktuellen Stands der Forschung behandelt. Aufgrund der großen Bandbreite an Klebstoffsystemen wurde anhand eines definierten Anforderungsprofils, eine Klebstoffauswahl für strukturelle Stahlklebungen getroffen. Für diese Arbeit wurden zwei Klebstoffe auf Epoxidbasis mit unterschiedlichen Elastizitätseigenschaften ausgewählt, da sie die Anforderungen an strukturelle Klebungen in Vorversuchen am besten erfüllen. Da die Tragfähigkeit von Klebeverbindungen von der Vorbehandlung der Fügeflächen sowie den Umgebungsbedingungen während der Ausführung abhängen, wurden vor der Ermittlung von mechanischen Klebstoffkennwerten verschiedene Vorbehandlungs- und Applikationsmethode von Klebeverbunden untersucht.

Am Klebstoffmarkt besteht keine einheitliche Charakterisierung der Klebstoffprodukte durch die Hersteller, welche die Auswahl geeigneter Klebstoffe erschwert. Weiterhin existieren zahlreiche Prüfmethode zur Bestimmung mechanischer Eigenschaften von Klebeverbunden. Eine breite Marktanwendung von strukturellen Klebungen im Stahlbau wird durch diese beiden Aspekte erschwert.

In der Kennwertermittlung wurden die Elastizitätseigenschaften des Klebstoffpolymers sowie die Zug- und Schubfestigkeit an Verbundproben ermittelt. Dabei werden aufgrund eines dickenabhängigen Klebstoffverhaltens, die Klebstoffkennwerte an Verbundproben für Klebstoffdicken von 0,2 bis 4,0 mm ermittelt, welche den relevanten Bereich für die praktische Anwendung darstellen.

Die ermittelten Klebstoffkennwerte bilden die Basis der Bruchbedingung zur Klebschichtauslegung, welche eine Interaktion von Zug- und Schubspannungen in der Klebschicht berücksichtigt. Wird die Bruchbedingung erfüllt, tritt ein Klebschichtversagen ein. Zur Validierung der Bruchbedingung wurden experimentelle Untersuchungen an einer entwickelten Prüfvorrichtung durchgeführt.

6 Tragsicherheit einer strukturellen Klebung

6.1 Einleitung

Im Brückenbau werden Steifenquerschnitte mit einem Schweißnahtvollstoß angeschlossen, sodass ein Tragsicherheitsnachweis der Schweißnaht entfällt. Aufgrund der Festigkeitsunterschiede zwischen Klebschicht und Stahlbauteil kann dieser Nachweis bei geklebten Steifenquerschnitten nicht pauschal entfallen. Zur Tragfähigkeitsauslegung der Klebschicht muss daher der innere Beanspruchungszustand einer geeigneten Anstrengungshypothese gegenübergestellt werden. Da es sich beim Plattenbeulen um einen komplexen Versagenszustand handelt, der versuchstechnisch nur mit hohem Aufwand abgebildet werden kann, wird die Aussagefähigkeit der entwickelten Bruchbedingung an vereinfachten Systemen, wie dem diskontinuierlich verstärkten Einfeldträger, untersucht.

Die in Kap. 5 entwickelte Bruchbedingung wird in dem vorliegenden Kapitel auf den inneren Beanspruchungszustand der Klebschicht von diskontinuierlich verstärkten Einfeldträgern angewendet. Der diskontinuierlich verstärkte Einfeldträger verursacht vergleichbare Beanspruchungen in der Klebschicht, wie aus Beulaussteifung. Es werden zwei Querschnittsvarianten untersucht. Zur Reduzierung des Versuchsaufwands wird teilweise nur eine der beiden Klebstoffe untersucht.

Infolge der Krümmungsdifferenzen treten im Querschnittsprung Schälspannungen auf, welche als versagensmaßgebend angenommen werden. Zur Reduzierung dieser Schälspannungen wird eine Endsicherung der Längssteife zur Steigerung der Tragfähigkeit untersucht.

6.2 Beanspruchung der Klebschicht infolge Beulaussteifung

Die Versuche an Großbauteilen sollen einen vergleichbaren Beanspruchungszustand wie aus Beulaussteifung in der Klebschicht hervorrufen. Die Beanspruchungen bei Beulaussteifung werden mit Hilfe der FE-Methode auf Grundlage der Kontinuumsmechanik ermittelt. Hierzu wird das gesamte Beulfeld unter Ansatz einer Navierschen Lagerung inklusive Steifenquerschnitt und Klebschicht abgebildet. Es wird die Software ANSYS 2021 R1 eingesetzt. Die Bauteile werden mit Volumenelementen SOLID186 modelliert. Die Diskretisierung sieht eine Teilung über die Klebschichtdicke von mind. 4 Elementen vor. Die Klebschichtenden werden von der Klebschichtmitte ausgehend zunehmend feiner diskretisiert, sodass am Klebschichtende eine Elementlänge von ca. 0,5 mm resultiert. Diese Elementierung wird ebenfalls auf die Grenzflächen übertragen.

Untersucht wird exemplarisch eine unter konstantem Längsdruck beanspruchte Platte, siehe Bild 6.1. Die Beulfeldbreite wird mit $b = 700$ mm und die Beulfeldlänge mit $a = 1400$ mm gewählt. In Plattenmitte wird vereinfacht eine Flachstahlsteife angeordnet. Das Beulfeld weist eine Blechdicke von $t_p = 10$ mm mit einem Seitenverhältnis $\alpha = 2$ auf. Die Klebschichtdicke wird mit einer konstanten Dicke von

2 mm angenommen. Die Flachstahlsteife in den Abmessungen 30 x 55 mm wurde so dimensioniert, dass sich eine bezogene Steifigkeit $\gamma_{sl} = 25$ ergibt. Der Randabstand der Längssteife wird gem. der Empfehlung aus Abs. 3.3.3 mit der Obergrenze von $a = 3 \cdot t$ berücksichtigt. Die numerische Untersuchung des Beulfeldes erfolgt geometrisch nichtlinear unter Ansatz einer geometrischen Ersatzimperfektion der Steife mit $w_0 = 1,75$ mm. Es gelten lineare Materialgesetze. Die Diskretisierung der Klebschicht weist an den Steifenenden eine minimale Kantenlänge des Volumenelementes von max. 0,5 mm auf. Das Beulfeld wird zunächst mit 50% der maximal aufnehmbaren Längsspannung von $\sigma_{\max} = 216 \text{ N/mm}^2 = 100\%$ nach DIN EN 1993-1-5 beansprucht.

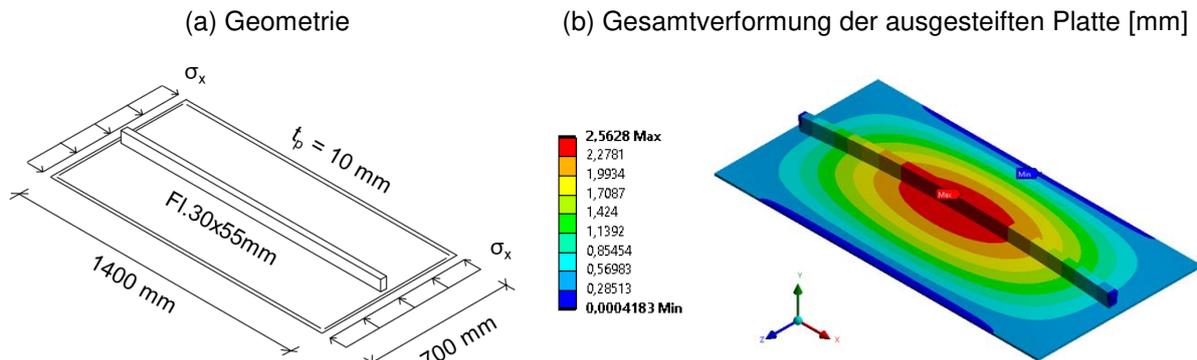


Bild 6.1: Geometrie und Verformungszustand der längsgedrückten Platte zur Untersuchung des Beanspruchungszustandes in der Klebschicht

Die diskontinuierliche Anordnung der Verstärkung ruft Krümmungsdifferenzen zwischen der Platte und dem Steifenquerschnitt hervor. Diese Krümmungsdifferenzen rufen Zugbeanspruchungen in den Endbereichen der Klebschicht hervor. Diese Zugbeanspruchung wird auch Schälbeanspruchung genannt. Der Beanspruchungszustand der Klebschicht aus Schäl- bzw. Normalspannungen σ_y und Schubspannungen τ_{xy} ist in Bild 6.2 dargestellt.

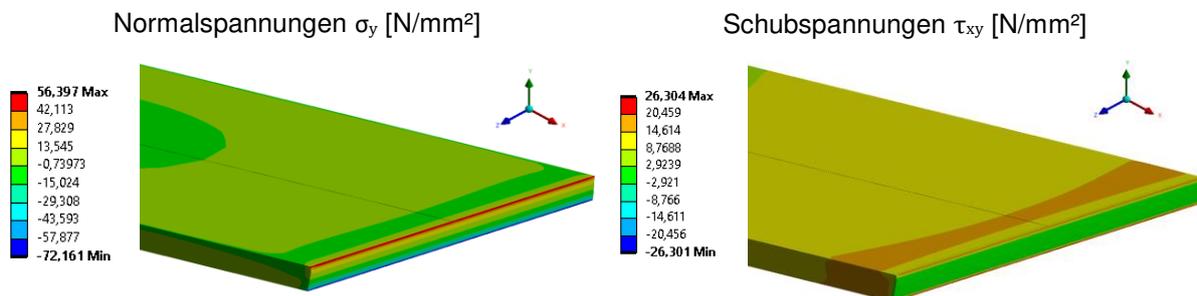


Bild 6.2: Normal- und Schubspannungen in der Klebschicht zwischen Steife und Platte am Volumenkörper der Klebschicht für das rechte Klebschichtende

Die vorliegende Normalspannung σ_y weist am Klebschichtende auf der Unterseite Druck- und auf der Oberseite Zugbeanspruchungen auf, vgl. Bild 6.2. Diese resultieren aus der Ein- bzw. Ausleitung der Längsdruckkraft von der Platte über die Klebschicht in die Steife. An diesen Stellen treten ebenfalls hohe Schubspannungen auf, welche in einem mittigen Längsschnitt durch die Klebschicht in Bild 6.3. dargestellt sind.

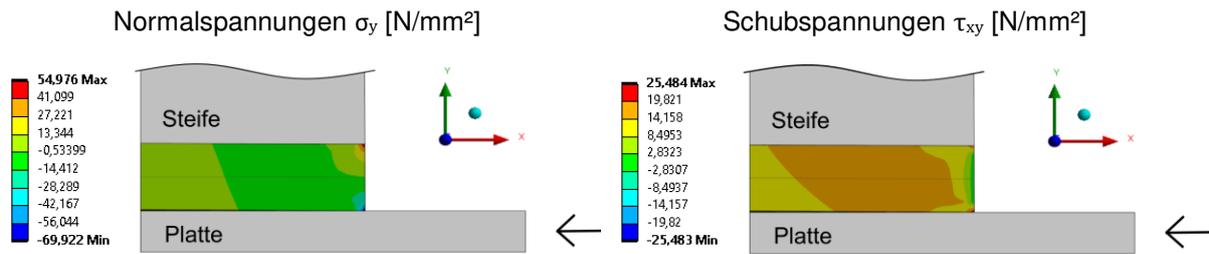


Bild 6.3: Normal- und Schubspannungen in der Klebschicht zwischen Steife und Platte im mittigen Längsschnitt

Die zur Tragfähigkeitsauslegung relevanten Spannungen in den Grenzflächen und auf halber Klebschichtdicke werden mit einer Betrachtung des Spannungszustandes an einer Zugscherprobe nach DIN EN 14869-2 (vgl. Abs. 5.8) erörtert, siehe Bild 6.4.

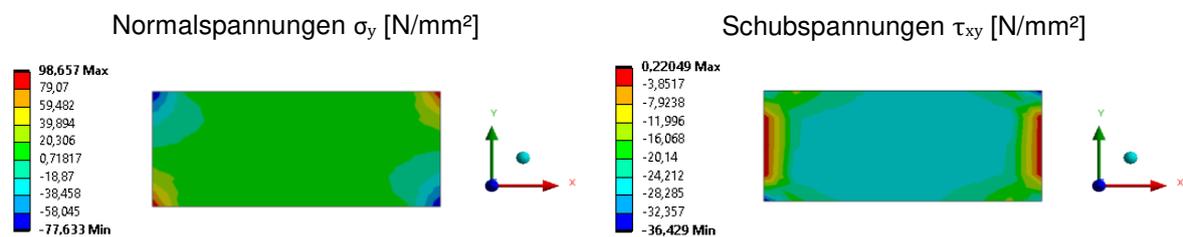


Bild 6.4: Schub- und Normalspannungen in der Klebschicht einer Zugscherprüfung nach DIN EN 14869-2 im mittigen Längsschnitt

Die nominelle Schubspannung der Zugscherprobe beträgt $\tau_{xy} = 23,0 \text{ N/mm}^2$. Die Normalspannungen in den Grenzflächen der Klebschicht können zur Auswertung der Schubtragfähigkeit einer Klebschicht vernachlässigt werden. In den Grenzflächen bilden sich jedoch Spannungsspitzen infolge Ein- und Ausleitung der Schubkraft von einem Fügeteil über die Klebschicht in das zweite Fügeteil aus. Zudem liegt ein nichtlinearer Schubspannungsverlauf auf halber Klebschichtdicke vor, welcher gemittelt der nominellen Spannung entspricht.

Der Vergleich zwischen längsgedrückter Platte und Zugscherprobe zeigt, dass die Auswertung des numerischen Beanspruchungszustands der Klebschicht auf halber Klebschichtdicke erfolgen kann. Die Spannungen auf halber Klebschichtdicke sind mit den nominellen Spannungen vergleichbar, welche der Bruchbedingung zu Grunde liegen.

Die Klebschichtbeanspruchungen infolge Beulaussteifung an der längsgedrückten Platte werden nachfolgend für 50% und 100% der Beultraglast von $\sigma_{\max} = 216 \text{ N/mm}^2$ berechnet. Der Beanspruchungszustand in der Klebschicht wird dabei auf halber Klebschichtdicke sowohl für den Längsrand als auch der Klebschichtmitte ausgewertet.

In Bild 6.5 und Bild 6.6 sind im linken Teilbild der Beanspruchungszustand der Klebschicht über die gesamte Klebschichtlänge, und im rechten Teilbild der Endbereich von 0 bis 100 mm Klebungslänge dargestellt.

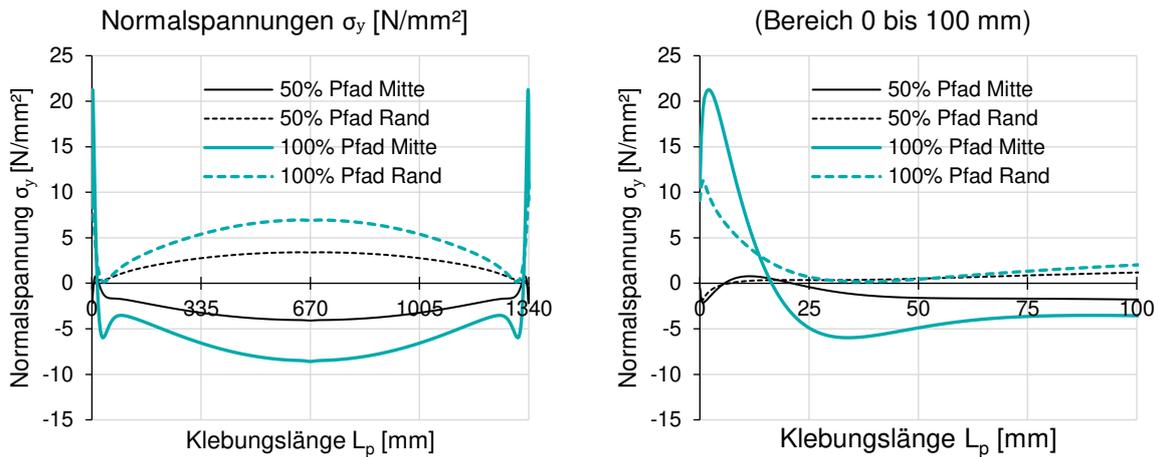


Bild 6.5: Normalspannungen in der Klebschicht je Auswertepfad

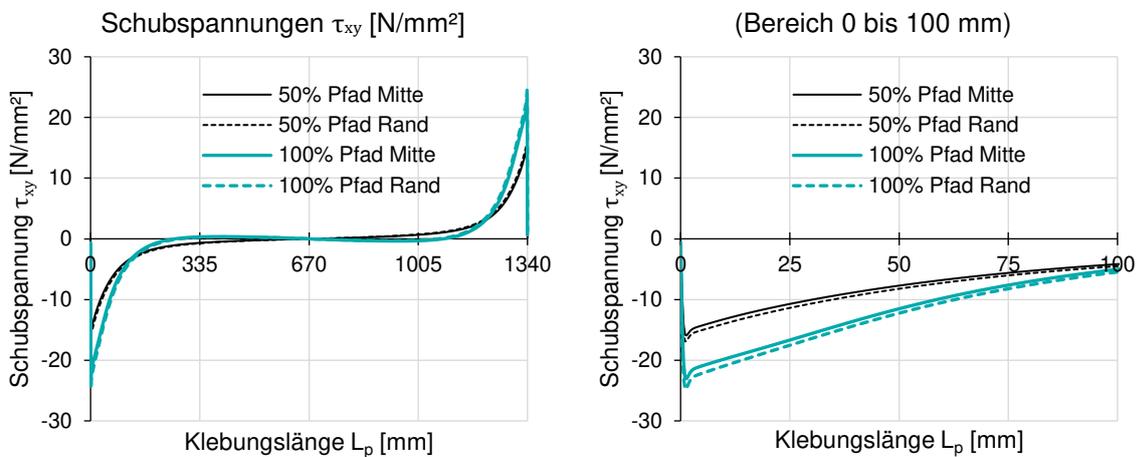


Bild 6.6: Schubspannungen in der Klebschicht je Auswertepfad

Die Normalspannungen nehmen infolge der nichtlinearen Beulverformung nichtlinear zu und bilden sich mit zunehmender Beulverformung inhomogen über die Klebschichtbreite aus, siehe Bild 6.5. Die Schubspannungen weisen hingegen keine übermäßige nichtlineare Beanspruchungszunahme auf, siehe Bild 6.6.

Neben der Zugbeanspruchung am Klebungsende treten weitere Zugspannungen an den Steifenrändern in Beulfeldmitte infolge der doppelgekrümmten Beulverformung der Platte auf. In Bild 6.7 a sind diese bei 50% der maximalen Beultraglast deutlich zu erkennen, da die Zugspannungen die Normspannung in den Endbereichen übertrifft.

Die infolge Laststeigerung auftretende nichtlineare Beulverformung führt jedoch dazu, dass die Spannungsspitze in den Endbereichen die Zugspannungen in der Beulfeldmitte deutlich übersteigt. Diese sind in Bild 6.7 b dargestellt. Die Zugspannungen infolge doppelgekrümmter Beulverformung sind in Beulfeldmitte i.d.R. nicht maßgebend.

(a) 50% der Traglast



(b) 100% der Traglast



Bild 6.7: Normalspannungen σ_y [N/mm²] in der Klebschicht zwischen Steife und Platte im Horizontalschnitt auf halber Klebschichtdicke unter variabler Beanspruchung

Dieser Beanspruchungszustand der Klebschicht ist qualitativ an diskontinuierlich verstärkten Einfeldträgern anzutreffen. Bei dem diskontinuierlich verstärkten Einfeldträger treten in der Klebschicht zwischen Hauptquerschnitt und Verstärkungsquerschnitt hohe Schub- und Schälspannungsspitzen in den Endbereichen auf, siehe Bild 6.8.

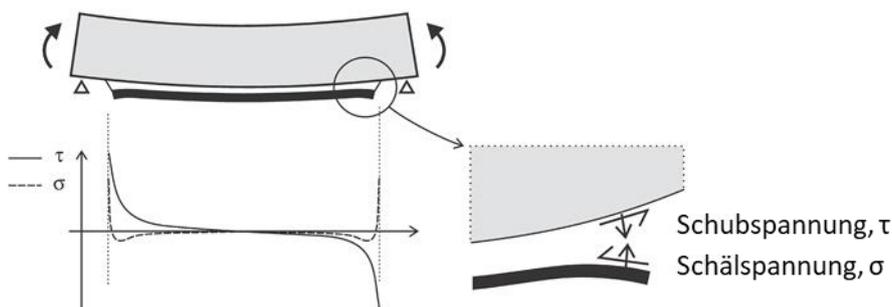


Bild 6.8: Spannungszustand in der Verbundfuge eines verstärkten Einfeldträgers [126]

Die Untersuchungen zum Beanspruchungszustand einer strukturellen Klebung infolge Beulaussteifung zeigen, dass die Spannungen insbesondere durch die nichtlineare Beulverformung aus der Ebene beeinflusst werden. Die maximalen Beanspruchungen nehmen in den Endbereichen der Klebschicht nichtlinear zu.

6.3 Versuchsprogramm, Herstellung und Durchführung

Die Bruchbedingung wird in den folgenden Untersuchungen auf diskontinuierlich verstärkte Einfeldträger angewendet und den experimentellen Traglasten gegenübergestellt.

Die Untersuchungen werden an praxisnahen Steifenquerschnitten durchgeführt, welche anhand von Anwendungsbeispielen aus dem Bericht zu Beulnachweisen nach DIN EN 1993-1-5 des BAST [99] gewählt wurden, siehe Tabelle 6.1.

Tabelle 6.1: Übersicht repräsentativer Stahlbrücken-Details aus [99]

Brückenquerschnitt	Kennwerte
<p>a)</p>	<p>Winkel 100x50x6 + Bl. 8</p> $I_{sl} = 426 \text{ cm}^4$ $A_{sl} = 48,6 \text{ cm}^4$ $\gamma_{sl} = \frac{10,92 \cdot 426}{200 \cdot 0,8^3} = 45,4$
<p>b)</p>	<p>Trapezsteife 225240/120/8 + Bl. 15</p> $I_{sl} = 9565 \text{ cm}^4$ $A_{sl} = 175,4 \text{ cm}^4$ $\gamma_{sl} = \frac{10,92 \cdot 9565}{300 \cdot 1,5^3} = 103,2$

Die Steifenquerschnitte aus Tabelle 6.1 weisen eine Länge von 3,0 m auf. Die bezogene Steifigkeit γ_{sl} ist deutlich höher als die Mindeststeifigkeit $\gamma_{sl} \geq 25$, vgl. Abs. 3.3.3. Zur Reduzierung der eingesetzten Stahlmenge werden die Versuche an Querschnitten mit einer Steifigkeit von $\gamma_{sl} = 25$ und 50 durchgeführt.

Die Versuche werden an Ersatzquerschnitten durchgeführt, bestehend aus einem Plattenstreifen und dem angeklebten Steifenquerschnitt. Der Steifenquerschnitt wird dabei als Quadrathohlprofil ausgeführt. Der an die Hohlprofilsteife angrenzende Plattenstreifen wird vereinfacht mit $10 \cdot t$ je Seite festgelegt, siehe Bild 6.9.

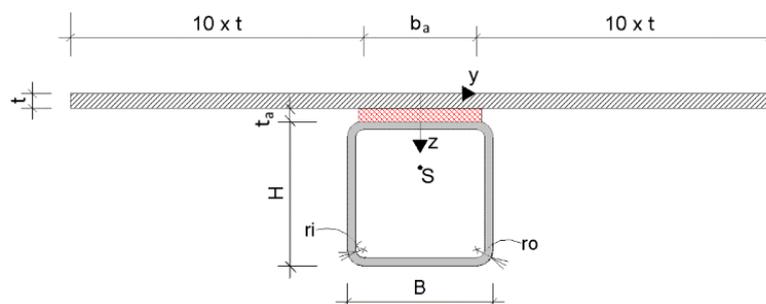


Bild 6.9: Ersatzquerschnitt für experimentelle Versuche

Die zu untersuchenden Querschnittsvarianten werden so ausgelegt, dass sie der bezogenen Steifigkeit γ_{sl} entsprechen, siehe Tabelle 6.2.

Tabelle 6.2: Übersicht der Ersatzquerschnitte für experimentelle Versuche

Fall	Ersatzquerschnitte
a)	QRO 90x6,3 + 231,1x8,0 $I_{sl} = 478,4 \text{ cm}^4$, $A_{sl} = 39,2 \text{ cm}^2$, $\gamma_{sl} = \frac{10,92 \cdot 478,4}{200 \cdot 0,8^3} = 50$
b)	QRO 60x3,2 + 170,4x6,0 $I_{sl} = 84,3 \text{ cm}^4$, $A_{sl} = 17,4 \text{ cm}^2$, $\gamma_{sl} = \frac{10,92 \cdot 84,3}{170 \cdot 0,6^3} = 25$

Die Schälbeanspruchung am Steifenende wird als maßgebliche Versagensursache angenommen, weshalb zur Reduzierung der Schälbeanspruchung in den Endbereichen eine Endsicherung angeordnet wird, siehe Bild 6.10.

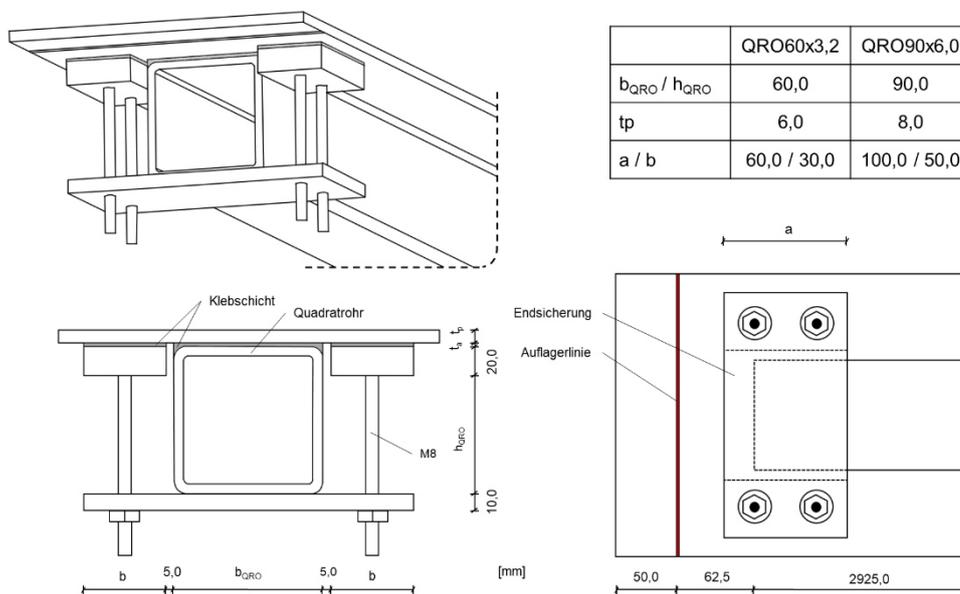
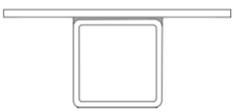
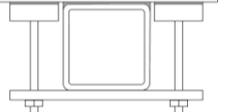


Bild 6.10: Konstruktionsdetail der Endsicherung

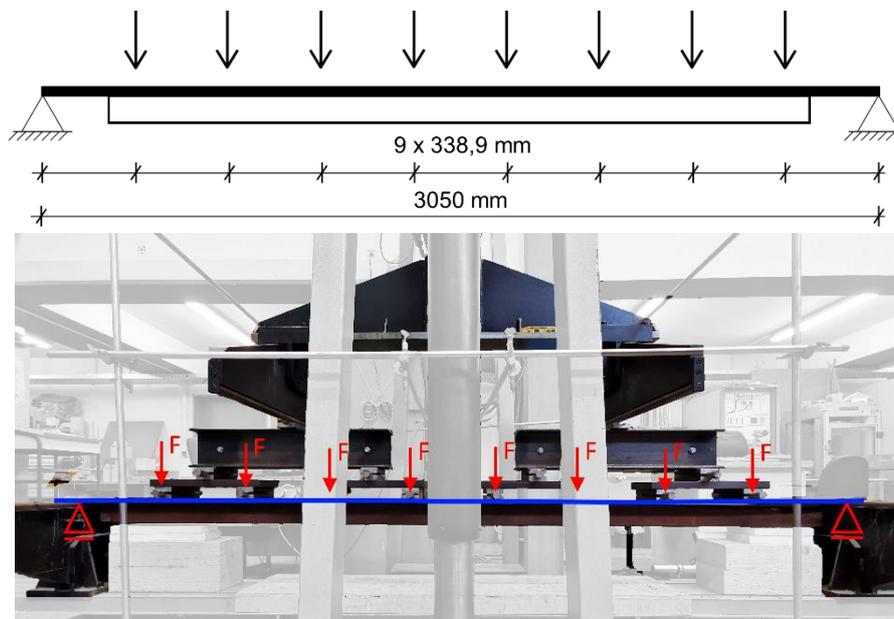
Im Versuchsprogramm werden Versuche mit Klebstoff A und Klebstoff B durchgeführt. Dabei werden je Konfiguration 3 Versuche in dreifacher Ausführung durchgeführt. In der Querschnittsvariante QRO 60x3,2 werden die Varianten mit und ohne Endsicherung für beide Klebstoffe durchgeführt. Die Querschnittsvariante mit dem QRO 90x6,3 wird aus Kostengründen nur mit Klebstoff A durchgeführt. Eine Zusammenfassung des Versuchsplans findet sich in Tabelle 6.3.

Die Stützweite L der Versuchsträger beträgt 3050 mm. Die Länge des Verstärkungsquerschnittes L_p beträgt 2925 mm. Die nicht ausgesteifte Länge a vor dem Auflager beträgt 62,5 mm. Dieser Spalt ist aufgrund von geometrischen Randbedingungen der Versuchseinrichtung größer als nach Abs. 3.3.3 vorgesehen.

Tabelle 6.3: Versuchsprogramm diskontinuierlich verstärkter Einfeldträger

Verstärkter EFT ohne Endsicherung	Verstärkter EFT mit Endsicherung
	
	
QRO 60x3,2 + Bl. 170,4x6 – Klebstoff A QRO 60x3,2 + Bl. 170,4x6 – Klebstoff B QRO 90x6,3 + Bl. 231,1x8 – Klebstoff A	QRO 60x3,2 + Bl. 170,4x6 – Klebstoff A QRO 60x3,2 + Bl. 170,4x6 – Klebstoff B QRO 90x6,3 + Bl. 231,1x8 – Klebstoff A

Die Gleichstreckenbelastung wird über 8 Einzellasten aufgebracht, siehe Bild 6.11. Die Versuche werden in einer Biegeprüfeinrichtung mit zentralem Prüfkolben in der Mitte der Einrichtung und einer maximalen Prüfkraft von 400 kN durchgeführt.

**Bild 6.11:** Statisches System und Versuchsbau der verstärkten Einfeldträger

Zur Gewährleistung reproduzierbarer und gleichmäßiger Oberflächen ist die Vorbehandlung durch Reinigen, Strahlen und abschließender chemischer Reinigung in Abs. 5.4.2 definiert. Die Klebschichtdicke der untersuchten Querschnitte wird mit einer mittleren Dicke von $t_a = 2,0$ mm eingestellt. Die Dicke wird mittels Präzisionsstahlkugeln in der Klebschicht sichergestellt.

Die Versuchsträger werden in ihrer Position für eine Aushärtezeit von 14 Tagen bei kontrolliertem Raumklima mit einer Temperatur von 23 ± 2 °C und $50 \pm 10\%$ r.F. gemäß DIN EN ISO 291 [28] fixiert, siehe Bild 5.11.

6.4 Analytischer Beanspruchungszustand in der Klebschicht

6.4.1 Einleitung

Die experimentellen Untersuchungen ermöglichen einen Vergleich zwischen theoretisch erreichbarer Traglast gem. Bruchbedingung und der experimentell bestimmten Traglast. Hierzu ist Kenntnis über den inneren Beanspruchungszustand der Klebschicht erforderlich, welcher numerisch oder, falls bekannt, analytisch ermittelt werden kann. Die Vorteile analytischer Modelle liegen in der einfachen Anwendung sowie der Möglichkeit zur Implementierung in automatisierten Berechnungsabläufen.

Nachfolgend wird der Stand der Forschung zu analytischen Modellen an diskontinuierlich verstärkten Einfeldträgern zusammengefasst und die Verfahren nach *Smith und Teng* sowie *Deng, Lee und Moy* mit Hilfe einer FE-Analyse überprüft.

6.4.2 Stand der Forschung zu analytischen Modellen

Erste Untersuchungen und Entwicklungen zur analytischen Beschreibung des Beanspruchungszustands in der Verbundfuge eines verstärkten Einfeldträgers wurden im Stahlbetonbau durchgeführt. Die Verstärkung der Stahlbetonbalken erfolgt durch aufgeklebte Stahl- oder FVK-Platten. Seit den 1980iger Jahren werden verschiedene analytische Modelle aufgestellt und untersucht. Eine Arbeit aus 1997 von *Täljsten* [128] wird hierbei exemplarisch ausgewählt.

Die Entwicklung von *Täljsten* [128] umfasst eine geschlossene Lösung für den inneren Beanspruchungszustand der Klebschicht infolge einer Einzellast. Die Schubspannung wird über die Differenz zwischen horizontaler Verschiebung am unteren Rand des Stahlbetonbalkens und horizontaler Verschiebung am oberen Rand der Stahlverstärkung bestimmt. Die Schälspannung berechnet sich über die vertikale Verschiebungsdifferenz. *Täljsten* setzt in seiner Lösung voraus, dass die Spannungsverteilung über die Klebschichtdicke konstant bleibt, die Schubspannungen im Bereich der Einzellast gleich 0 sind und die Schubverformung sowie die Biegesteifigkeit des Verstärkungsquerschnittes vernachlässigbar sind.

Aufbauend auf den Untersuchungen und Entwicklungen zu Verstärkungen von Stahlbetonbauteilen formulieren *Smith und Teng* in [24] eine materialunabhängige analytische Lösung, zielen aber auf die Verstärkung von Stahlträgern durch Stahl- oder FVK-Laschen ab.

Die analytische Lösung nach *Smith und Teng* ist im Vergleich zu der Lösung nach *Täljsten* [128] um die Beigesteifigkeit des Verstärkungsquerschnittes erweitert. Zudem werden teilweise Schubverformungen berücksichtigt. Dies ermöglicht eine universelle Beschreibung des inneren Beanspruchungszustandes der Klebschicht für variable Materialkombinationen und Steifigkeiten. [123]

In einer Weiterentwicklung der Lösung nach *Smith und Teng* wird von *Deng, Lee und Moy* [62] eine Temperaturbeanspruchung ergänzt. Die Herleitung greift dabei auf folgende Annahmen zurück: alle Materialien verhalten sich linear elastisch, die Schub- und Schälspannung bleiben über die Dicke der Klebschicht konstant, die

Schubverformung im Stahlträger und in der Verstärkungsplatte werden vernachlässigt, die Krümmung der Klebefuge wird vernachlässigt und die Krümmung des Verstärkungsquerschnitts wird zur Ermittlung der Schubspannung vernachlässigt, jedoch zur Ermittlung der Schälspannung berücksichtigt.

Des Weiteren wird durch *Deng, Lee und Moy* [62] ein numerisches Verfahren zur Untersuchung des Effektes einer Schäftung am Ende des Verstärkungsquerschnittes vorgestellt. Die Schäftung des Verstärkungsquerschnittes an dessen Ende kann die Schälspannungen signifikant reduzieren. Eine geschlossene Lösung ist hierfür aufgrund der geometrischen Komplexität jedoch nicht möglich.

In einem Bericht zum Verstärken von Stahlbauteilen durch aufgeklebte FVK-Lamellen von *Cadei et al.* [52] wird ein Bemessungsansatz für den verstärkten Querschnitt vorgestellt. Hierbei wird neben der Querschnittstragfähigkeit ebenfalls die Klebschicht auf Grundlage einer Vergleichsspannung bemessen, welche von der Zugscherprobe abgeleitet wird. Der Beanspruchungszustand in der Klebschicht wird ähnlich zu der Lösung nach *Deng, Lee und Moy* nach elastischen Materialgesetzen bestimmt und wurde von *Stratford und Cadei* in [127] hergeleitet.

Die Lösung nach *Stratford und Cadei* [127] weicht in der Nomenklatur deutlich von der Lösung nach *Deng, Lee und Moy* [62] ab, basiert aber auf ähnlichen Prinzipien. Die Schub- bzw. Schälspannungen ergeben sich demnach aus Dehnungs- bzw. Krümmungsdifferenzen zwischen Hauptträger und Verstärkungsquerschnitt. Die Lösung nach *Stratford und Cadei* [127] enthält jedoch ausschließlich Angaben zu den maximalen Schub- und Schälspannungen in den Endbereichen der Klebschicht. Eine geschlossene Lösung für den Spannungszustand über die Trägerlänge fehlt.

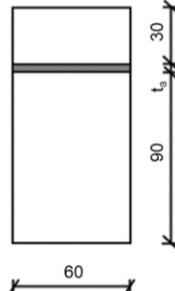
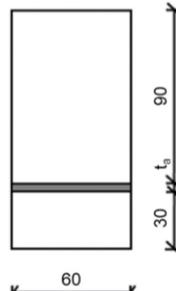
Die Herleitung der analytischen Lösung nach *Smith und Teng* sowie *Deng, Lee und Moy* findet sich in Anhang A5. Die Lösung nach *Stratford und Cadei* wird nicht berücksichtigt, da eine Formulierung der Spannungen über die Trägerlänge fehlt.

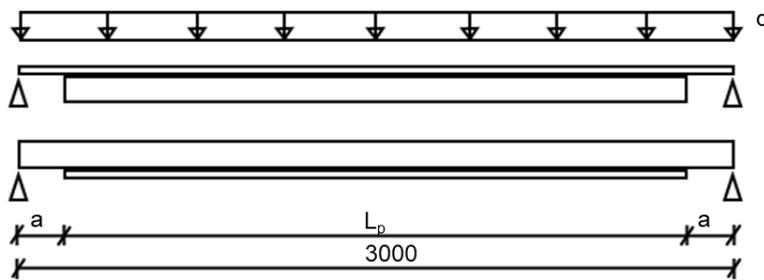
Obwohl es sich bei der Lösung nach *Deng, Lee und Moy* gemäß den Autoren um eine Weiterentwicklung der Lösung nach *Smith und Teng* handeln soll, weichen beide Herleitungen deutlich voneinander ab, sodass die Lösungen nachfolgend mit einer numerischen Berechnung verglichen werden und eine geeignete Berechnungsmethode für diskontinuierlich verstärkte Einfeldträger abgeleitet werden kann.

6.4.3 Numerische Überprüfung der analytischen Lösungen

Die zuvor vorgestellten analytischen Lösungen nach *Smith und Teng* sowie *Deng, Lee und Moy* werden nachfolgend mit den Ergebnissen einer numerischen Untersuchung verglichen. Hierzu werden die in Tabelle 6.4 angegebenen Querschnitte an dem System nach Bild 6.12 untersucht. Die Querschnitte weisen einen E-Modul $E = 210000 \text{ N/mm}^2$ auf. Die Klebschicht wird mit den Elastizitätseigenschaften des Klebstoffs A und einer Dicke von $t_a = 2,0 \text{ mm}$ berücksichtigt. Die zusätzliche Untersuchung des Klebstoff B ist für die numerische Überprüfung nicht erforderlich, da die Elastizität des Klebstoffes sich linear auf die Spannungen auswirkt.

Tabelle 6.4: Querschnitte zum Vergleich der analytischen Lösung mit der FE

60x30mm + 60x90mm	60x90mm + 60x30mm
	



60x30mm + 60x90mm
 $q = 20 \text{ kN/m}$

60x90mm + 60x30mm
 $q = 60 \text{ kN/m}$

$a = 10; 50; 90 \text{ mm}$
 $L_p = L - 2 \cdot a$

Bild 6.12: Statisches System zum Vergleich der analytischen Lösung mit der FE

Die numerisch berechneten Schubspannungen weisen eine homogene Spannungsverteilung über die Klebschichtbreite auf. Die Schälspannungen konzentrieren sich auf den mittleren Klebefugenanteil, siehe Bild 6.13.

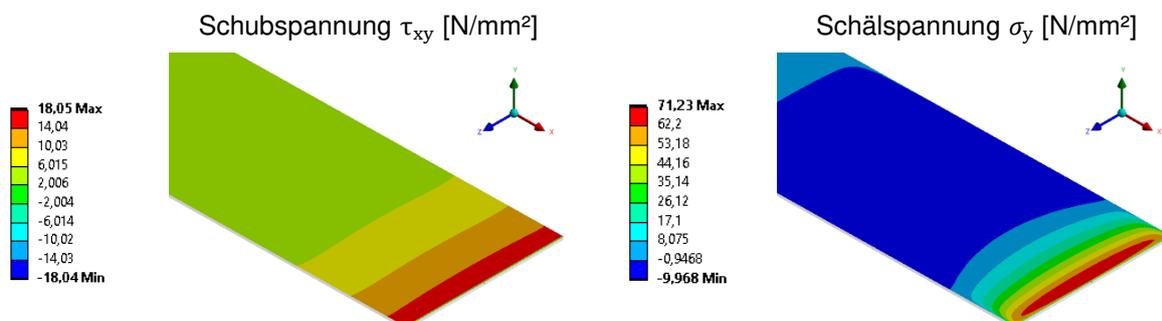


Bild 6.13: Numerischer Spannungszustand in der Klebschicht für den 60x30+60x90mm Querschnitt

Die Spannungsverläufe der FE Berechnung (ANSYS 2021 R1) mit SOLID 186 Elementen und der analytischen Modelle nach *Deng, Lee und Moy* (DLM) und *Smith und Teng* (ST) sind für einen Randabstand von $a = 50$ mm in Tabelle 6.5 dargestellt. Eine vollständige Übersicht der Ergebnisse findet sich in Anhang A6.

Tabelle 6.5: Spannungsverläufe am Klebschichtende der analytischen Lösung im Vergleich zur FE-Untersuchung für $a = 50$ mm

	Schubspannung τ_{xy} [N/mm ²]	Schälspannung σ_y [N/mm ²]
60x30mm + 60x90mm		
60x90mm + 60x30mm		
	$\tau_{xy,max, ST}$; $\sigma_{y,max, ST}$ $\tau_{xy,max, DLM}$; $\sigma_{y,max, DLM}$ $\tau_{xy,max, FE}$ $\sigma_{y,avg, FE}$	max. Spannung am Klebschichtende nach Smith-Teng max. Spannung am Klebschichtende nach Deng, Lee und Moy max. Schubspannung am Klebschichtende nach der FEM gemittelte numerisch ermittelte Schälspannung am Klebschichtende

Anhand der Spannungsverläufe aus Tabelle 6.5 ist zu erkennen, dass die Schälspannung von beiden analytischen Lösungen unterschätzt wird. Die Schubspannungen können offenbar besser abgeschätzt werden, wobei sich zeigt, dass die Lösung nach *Deng, Lee und Moy* die bessere Übereinstimmung mit den Ergebnissen nach der FE-Analyse aufweist als die Lösung nach *Smith und Teng*.

Eine vollständige Übersicht über die analytisch und numerisch ermittelten Maximalspannungen findet sich in Tabelle 6.6, welche die Ergebnisse aller untersuchten Parameter zusammenfasst.

Tabelle 6.6: Vergleich der Spannungen am Klebschichtende zwischen der analytischen Lösung und der FE-Untersuchung für variable Randabstände

		Randabstand des Verstärkungsquerschnitt					
		a = 10 mm		a = 50 mm		a = 90 mm	
 60x30 mm (oben) 60x90 mm (unten)	$\tau_{xy, \max, FE}$	9,4		17,9		26,7	
	$\tau_{xy, \max, ST}$	9,1	-3,2 %	27,5	+53,6 %	45,4	+70,0 %
	$\tau_{xy, \max, DLM}$	9,6	+2,1 %	18,3	+2,2 %	26,8	+0,4 %
	$\sigma_{y, \text{avg}, FE}$	34,3		63,5		102,3	
	$\sigma_{y, \max, ST}$	29,3	-14,6 %	49,4	-22,2 %	68,9	-32,6 %
	$\sigma_{y, \max, DLM}$	28,9	-15,7 %	56,4	-11,2 %	83,1	-18,8 %
 60x90 mm (oben) 60x30 mm (unten)	$\tau_{xy, FE}$	19,6		21,5		29,0	
	$\tau_{xy, \max, ST}$	14,7	-25,0 %	20,5	-4,7 %	26,1	-10,0 %
	$\tau_{xy, \max, DLM}$	13,5	-31,1 %	19,8	-7,9 %	26,0	-10,3 %
	$\sigma_{y, \text{avg}, FE}$	24,4		26,0		34,0	
	$\sigma_{y, \max, ST}$	14,4	-41,0 %	21,0	-19,2 %	27,4	-19,4 %
	$\sigma_{y, \max, DLM}$	13,6	-44,3 %	20,5	-21,2 %	27,2	-20,0 %
	$\tau_{xy, \max, ST}; \sigma_{y, \max, ST}$	max. Spannung am Klebschichtende nach Smith-Teng					
$\tau_{xy, \max, DLM}; \sigma_{y, \max, DLM}$	max. Spannung am Klebschichtende nach Deng, Lee und Moy						
$\tau_{xy, \max, FE}$	max. Schubspannung am Klebschichtende nach der FEM						
$\sigma_{y, \text{avg}, FE}$	gemittelte numerische Schälspannung am Klebschichtende						

Die Lösungen nach *Deng, Lee und Moy* und *Smith-Teng* zeigen zusammenhängende Ergebnisse für die Querschnittsvariante mit biegeweichem Verstärkungsquerschnitt im Vergleich zum Hauptträger. Darüber hinaus führt ein geringer Randabstand zu höheren Abweichungen zwischen analytischer Lösung und FE-Analyse.

Das Modell nach *Smith-Teng* ist für einen im Vergleich zum Hauptträger biegesteiferen Verstärkungsquerschnitt nicht geeignet, da die Abweichungen zur FE-Analyse übermäßig zunehmen und nicht konsistent über variable Randabstände sind. Die Schubspannungen nach der Lösung von *Deng, Lee und Moy* korrelieren für diese Querschnittsvariante gut mit den Ergebnissen der FE-Analyse. Die Schälspannungen werden jedoch unabhängig von dem Randabstand des Verstärkungsquerschnittes im Vergleich zur FE-Analyse unterschätzt.

Für die weiteren Untersuchungen wird das analytische Modell nach *Deng, Lee und Moy* gewählt, welches die beste Korrelation zwischen analytisch und numerisch ermittelten Beanspruchungen aufweist. Es wird angenommen, dass die Ungenauigkeiten der analytischen Lösung in Verbindung mit der konservativen Bruchbedingung eine geringe Auswirkung auf die rechnerische Traglast im Vergleich zur experimentellen Traglast haben

6.5 Experimentelle Anwendung der Bruchbedingung

6.5.1 Einleitung

Die entwickelte Bruchbedingung zur Tragfähigkeitsprognose von Klebschichten wird zur Validierung an Großbauteilen auf die Klebefuge von diskontinuierlich verstärkten Einfeldträgern angewendet. Der diskontinuierlich verstärkte Einfeldträger kann den inneren Beanspruchungszustand der Klebschicht infolge Beulaussteifung qualitativ gut abbilden. Die untersuchten Versuchskörper sind in Anlehnung an praxisnahe Steifenquerschnitte dimensioniert.

Die experimentell ermittelten Traglasten werden einer rechnerischen Traglast unter Anwendung der zuvor entwickelten Bruchbedingung gegenübergestellt. Die rechnerische Traglast wird auf Basis analytischer und numerischer Beanspruchungszustände ermittelt. Die Tragfähigkeit der Klebschicht ist gegeben, solange die Bedingung aus Gl. (6.1) erfüllt wird.

$$\frac{\sigma}{\sigma_R} + \left(\frac{\tau}{\tau_R}\right)^2 \leq 1 \quad (6.1)$$

mit

σ, τ	Einwirkende Beanspruchung
σ_R	Zugtragfähigkeit der Klebschicht nach DIN EN 15870, siehe Tabelle 5.4
τ_R	Schubtragfähigkeit der Klebschicht nach DIN EN 14869-2, siehe Tabelle 5.7

6.5.2 Versuchsergebnisse an diskontinuierlich verstärkten Einfeldträgern

Die Kraft-Verformungskurven der diskontinuierlich verstärkten Einfeldträger weisen einem vollen Verbund entsprechendes Verformungsverhalten auf, siehe Bild 6.14 bis Bild 6.16. Das Biegemoment von 1,0 kNm zu Versuchsbeginn resultiert aus dem Eigengewicht der Lasteinleitungskonstruktion mit 2,083 kN. Das Versagen der Klebschicht tritt plötzlich auf und zeichnet sich für alle Versuchspunkte durch ein Ablösen des Verstärkungsquerschnitts im Endbereich aus. Die Anordnung einer Endsicherung kann im Vergleich die Traglast deutlich steigern.

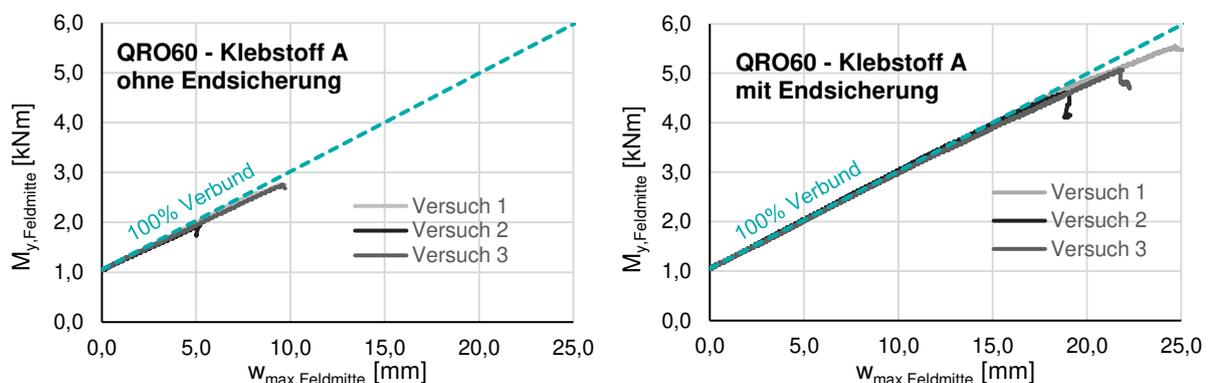


Bild 6.14: Kraftverformungskurve des QRO60 Versuchsträger mit Klebstoff A

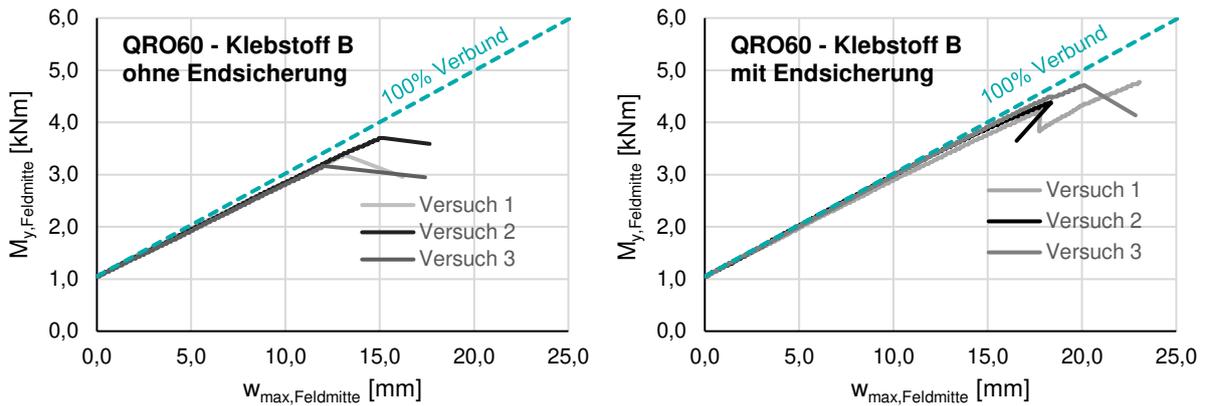


Bild 6.15: Kraftverformungskurve des QRO60 Versuchsträger mit Klebstoff B

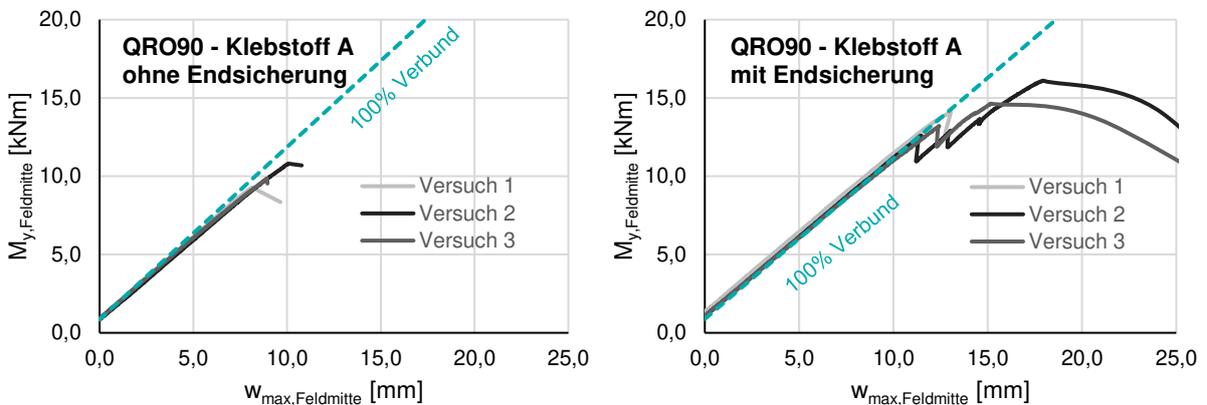


Bild 6.16: Kraftverformungskurve des QRO90 Versuchsträger mit Klebstoff A

6.5.3 Auswertung des inneren Beanspruchungszustandes

Im folgenden Abschnitt wird der innere Beanspruchungszustand der Klebschicht ausgewertet und auf die Bruchbedingung angewendet.

Der analytisch und numerisch ermittelte innere Beanspruchungszustand der Klebschicht ist exemplarisch für den QRO60x3,2 Versuchsträger mit Klebstoff A in Bild 6.17 und Bild 6.18 dargestellt. Der innere Beanspruchungszustand wird mit der experimentell ermittelten Versagenslast berechnet.

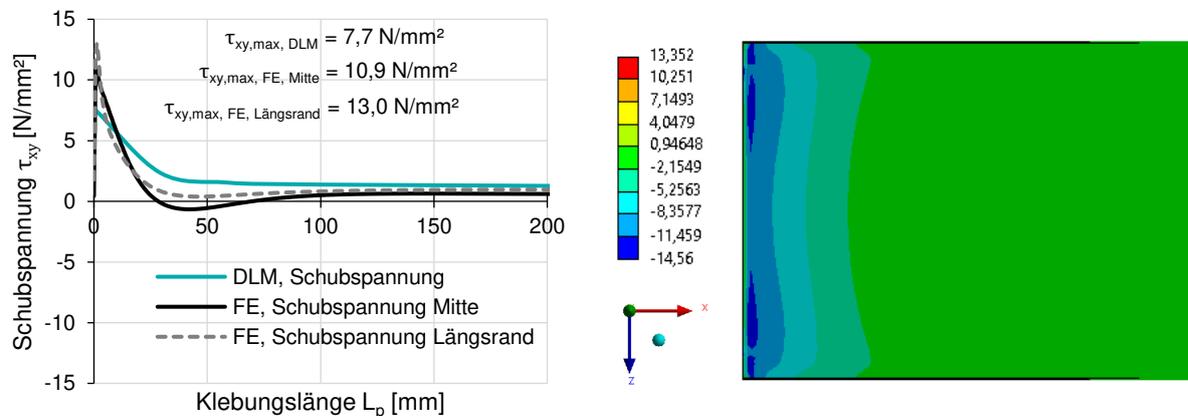


Bild 6.17: Schubspannungszustand der Versuchsreihe 1 im Vergleich (links) und gem. der numerischen Berechnung (rechts) infolge der maximalen Prüflast

Der Schubspannungszustand bildet sich entsprechend der numerischen Untersuchung nahezu homogen über die Klebschichtbreite aus und kann qualitativ gut mit dem analytischen Modell nach *Deng, Lee und Moy* (DLM) abgebildet werden. Die maximale Schubspannung wird jedoch leicht unterschätzt.

Die numerische Berechnung der Normalspannungen, vgl. Bild 6.18, weist am Ende des Verstärkungsquerschnittes Spannungsspitzen im Bereich der Hohlprofilstege auf, die jedoch nicht bis zum Klebschichttrand reichen. Die mittlere Normalspannung weist über die Klebschichtbreite eine Spannung von $\sigma_{y,avg} = 29,7 \text{ N/mm}^2$ auf.

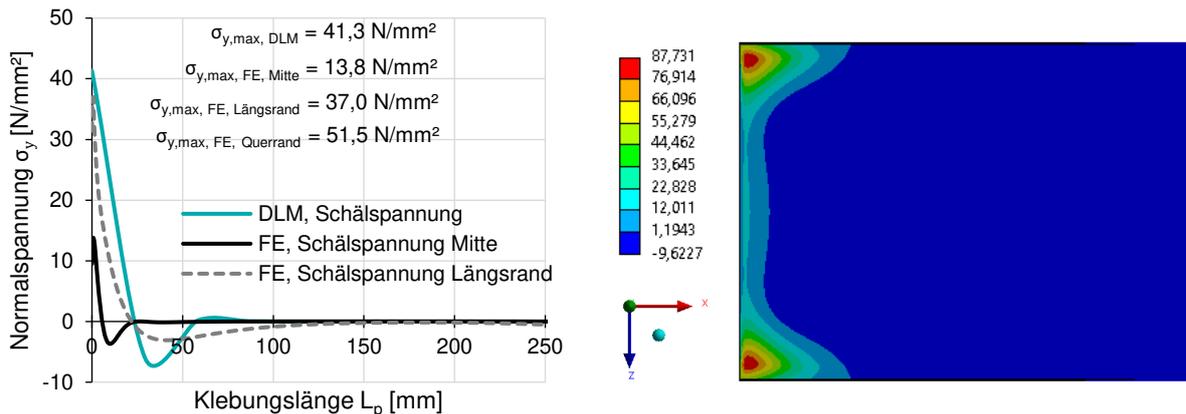


Bild 6.18: Normalspannungszustand der Versuchsreihe 1 im Vergleich (links) und in der numerischen Berechnung (rechts) infolge der maximalen Prüflast

Das Versagen der Klebschicht tritt ein, sobald die Bruchbedingung an einem beliebigen Ort der Klebschichtränder überschritten wird. Demnach führen Spannungsspitzen, die innerhalb der Klebschichtfläche auftreten, zu keinem Versagen, solange die Bruchbedingung an den Klebschichträndern erfüllt ist. Daraus folgt, dass der Klebschichtbruch vom Quer- oder Längsrand der Klebschicht ausgeht.

In Tabelle 6.7 werden die inneren Beanspruchungen der Klebschicht zum Versagenszeitpunkt analytisch nach *DLM* mit einer FE-Analyse (ANSYS 2021 R1) unter Verwendung von SOLID 186 Elementen an der maßgebenden Stelle des Quer- oder Längsrandes verglichen.

Tabelle 6.7: Beanspruchungen in der Klebschicht der Versuche ohne Endsicherung

	max. Prüflast	Innerer Beanspruchungszustand	
		Analytisch (DLM)	Numerisch (FE)
QRO60 + Bl.170,4x6 Klebstoff A	$q = 2,15 \text{ kN/m}$ $F_{ges} = 6,55 \text{ kN}$	$\tau_{xy,max} = 7,7 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max} = 41,3 \text{ N/mm}^2$	$\tau_{xy,max} = 13,0 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max} = 51,5 \text{ N/mm}^2$
QRO60 + Bl.170,4x6 Klebstoff B	$q = 2,65 \text{ kN/m}$ $F_{ges} = 8,08 \text{ kN}$	$\tau_{xy,max} = 7,3 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max} = 37,7 \text{ N/mm}^2$	$\tau_{xy,max} = 10,4 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max} = 47,2 \text{ N/mm}^2$
QRO90 + Bl.231x8 Klebstoff A	$q = 7,99 \text{ kN/m}$ $F_{ges} = 23,9 \text{ kN}$	$\tau_{xy,max} = 8,5 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max} = 49,3 \text{ N/mm}^2$	$\tau_{xy,max} = 12,9 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max} = 55,2 \text{ N/mm}^2$

In Tabelle 6.8 wird die Bruchbedingung auf die zuvor ermittelten Beanspruchungen angewendet. Die Materialwiderstände der Bruchbedingung werden entsprechend Kap. 5 für Klebstoff A mit $\sigma_R = 41,0 \text{ N/mm}^2$ und $\tau_R = 21,8 \text{ N/mm}^2$ sowie für Klebstoff B mit $\sigma_R = 37,7 \text{ N/mm}^2$ und $\tau_R = 13,8 \text{ N/mm}^2$ festgelegt.

Tabelle 6.8: Auswertung Bruchbedingung für Versuche ohne Endsicherung

	Auswertung Bruchbedingung	
	Analytisch (DLM)	Numerisch (FE)
QRO60 + Bl.170,4x6 Klebstoff A	$\frac{41,3}{41,0} + \left(\frac{7,7}{21,8}\right)^2 = 1,13$	$\frac{51,5}{41,0} + \left(\frac{13,0}{21,8}\right)^2 = 1,61$
QRO60 + Bl.170,4x6 Klebstoff B	$\frac{37,7}{37,7} + \left(\frac{7,3}{13,8}\right)^2 = 1,28$	$\frac{47,2}{37,7} + \left(\frac{10,4}{13,8}\right)^2 = 1,82$
QRO90 + Bl.231x8 Klebstoff A	$\frac{49,3}{41,0} + \left(\frac{8,5}{21,8}\right)^2 = 1,35$	$\frac{55,2}{41,0} + \left(\frac{12,9}{21,8}\right)^2 = 1,70$

Die Bruchbedingung wird für alle Versuchspunkte überschritten. Die Tragsicherheit der Klebschicht kann demnach von der Bruchbedingung auf der sicheren Seite liegend abgeschätzt werden. Die Größenordnung der Bruchbedingung ermöglicht jedoch keine Rückschlüsse auf den Ausnutzungsgrad der Klebschicht. In Bild 6.19 wird aus diesem Grund die experimentell ermittelte Traglast der rechnerischen Traglast gem. der Bruchbedingung unter Anwendung der Beanspruchungen nach der analytischen Lösung von *Deng, Lee und Moy (DLM)* sowie der FE-Analyse gegenüber gestellt. Die rechnerische Traglast ist erreicht, wenn die Bruchbedingung dem Wert 1 entspricht.

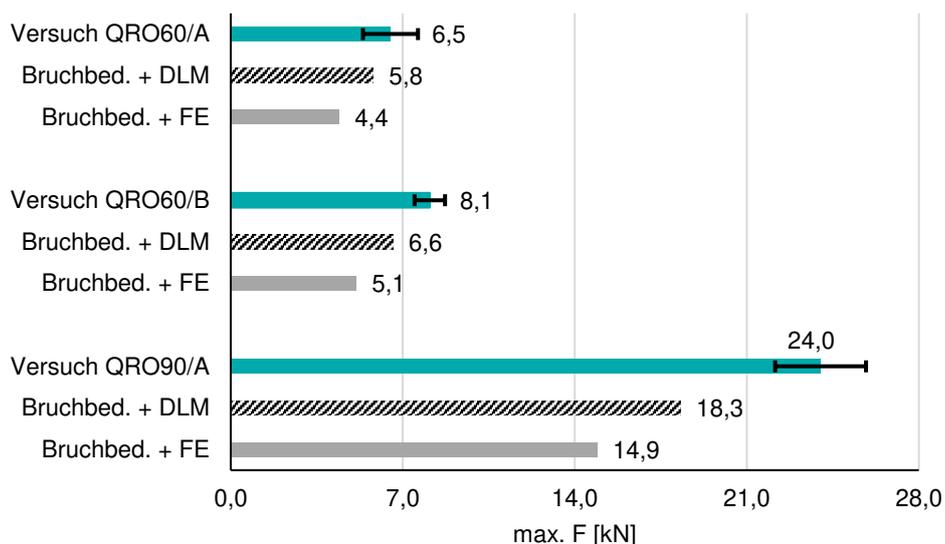


Bild 6.19: Zusammenfassung der Versuche ohne Endsicherung

Der Probekörper des QRO60x3,2 / Klebstoff B Versuch weist entsprechend der Bruchbedingung eine höhere Traglast als Klebstoff A auf. Dies ist auf den Einfluss des niedrigen Elastizitätsmoduls des Klebstoffes B zurückzuführen, welcher zu geringeren Spannungen in der Klebschicht bei identischer äußerer Beanspruchung führt.

Steife Klebstoffe weisen ein geringeres Verformungspotential auf, sodass hohe Schälspannungen σ_y am Querschnittsprung auftreten. Weichere Klebstoffe ermöglichen hingegen durch das größere Verformungspotential eine Reduzierung der Schälspannungen.

Die konservative Abschätzung der Klebschichttragfähigkeit mit der Bruchbedingung ist zum einen auf die konservative Zusammenstellung der Bruchbedingung anhand von Klebstoff-Grundversuchen gem. Abs. 5.9 zurück zu führen. Zum anderen haben hydrostatische Spannungszustände in der Klebschicht einen tragfähigkeitssteigernden Effekt.

Die Anwendung der Bruchbedingung auf die an den Klebschichträndern auftretenden numerisch ermittelten Beanspruchungen weist im Vergleich zu den experimentellen Untersuchungen auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse auf. Die Annahme, dass das Versagen der Klebschicht von den Rändern ausgeht und Spannungsspitzen innerhalb der Klebschicht nicht zu einem Versagen führen, solange die Bruchbedingung an den Klebschichträndern erfüllt ist, wird bestätigt.

6.5.4 Endsicherung diskontinuierlich angeordneter Verstärkungen

Am diskontinuierlichen Verstärkungsquerschnitt treten Schälspannungen auf, die mit Hilfe der Endsicherung gem. Bild 6.10 reduziert werden sollen.

Die Kraft-Verformungskurven der experimentellen Untersuchungen findet sich in den rechten Teilbildern von Bild 6.14 bis Bild 6.16. Die Anordnung einer Endsicherung kann die Traglast deutlich steigern. Dennoch versagt der diskontinuierlich verstärkte Einfeldträger durch ein Ablösen des Verstärkungsquerschnitts in den Endbereichen. Das Versagen wird durch ein Versagen der Klebschicht zwischen Verstärkungsquerschnitt und Platte ausgelöst. Infolge dessen versagt anschließend die Klebschicht der Endsicherung.

In Bild 6.20 ist der numerisch berechnete Beanspruchungszustand der Klebschicht zum Versagenszeitpunkt des QRO60x3,2 / Klebstoff A Versuchs dargestellt. Die inhomogene Spannungsverteilung in der Klebschicht lässt darauf schließen, dass die Endsicherung nicht zentrisch beansprucht wird.

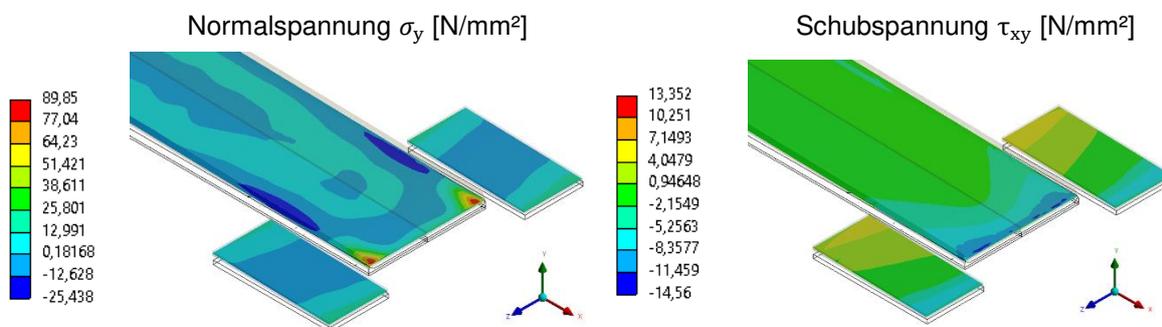


Bild 6.20: Numerischer Spannungszustand der QRO60 Versuche mit Klebstoff A und Endsicherung unter Ansatz der experimentell ermittelten Bruchlast

Der innere Beanspruchungszustand der Klebschicht lässt sich mit keinem analytischen Modell beschreiben, sodass die nachfolgende Auswertung ausschließlich auf Basis numerisch berechneter Spannungen erfolgt.

Die numerische Berechnung der maximalen Spannungen in der Klebschicht zum Versagenszeitpunkt erfolgt sowohl an den Klebschichträndern des Verstärkungsquerschnittes, als auch an der Endsicherung, siehe Tabelle 6.9.

Tabelle 6.9: Beanspruchungen in der Klebschicht der Versuche mit Endsicherung

	max. Prüflast	Innerer Beanspruchungszustand	
		Verstärkungsquerschnitt	Endsicherung
QRO60 + Bl.170,4x6 Klebstoff A	$F_{\text{ges}} = 11,2 \text{ kN}$	$\tau_{xy,\text{max}} = 14,0 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,\text{max}} = 50,5 \text{ N/mm}^2$	$\tau_{xy,\text{max}} = 7,1 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,\text{max}} = 38,4 \text{ N/mm}^2$
QRO60 + Bl.170,4x6 Klebstoff B	$F_{\text{ges}} = 10,9 \text{ kN}$	$\tau_{xy,\text{max}} = 7,9 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,\text{max}} = 35,5 \text{ N/mm}^2$	$\tau_{xy,\text{max}} = 2,4 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,\text{max}} = 17,3 \text{ N/mm}^2$
QRO90 + Bl.231x8 Klebstoff A	$F_{\text{ges}} = 31,7 \text{ kN}$	$\tau_{xy,\text{max}} = 13,5 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,\text{max}} = 52,0 \text{ N/mm}^2$	$\tau_{xy,\text{max}} = 7,8 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,\text{max}} = 45,7 \text{ N/mm}^2$

Die Bruchbedingung wird auf die numerisch ermittelten Beanspruchungszustände gem. Tabelle 6.9 angewendet. Die Auswertung der Bruchbedingung anhand numerisch berechneter Spannungszustände findet sich in Tabelle 6.10. Die Materialwiderstände der Bruchbedingung werden entsprechend Kap. 5 gewählt.

Tabelle 6.10: Auswertung Bruchbedingung für Versuche mit Endsicherung

	Auswertung Bruchbedingung	
	Verstärkungsquerschnitt	Endsicherung
QRO60 + Bl.170,4x6 Klebstoff A	$\frac{50,5}{41,0} + \left(\frac{14,0}{21,8}\right)^2 = 1,64$	$\frac{38,4}{41,0} + \left(\frac{7,1}{21,8}\right)^2 = 1,04$
QRO60 + Bl.170,4x6 Klebstoff B	$\frac{35,5}{37,7} + \left(\frac{7,9}{13,8}\right)^2 = 1,27$	$\frac{17,3}{37,7} + \left(\frac{2,4}{13,8}\right)^2 = 0,49$
QRO90 + Bl.231x8 Klebstoff A	$\frac{52,0}{41,0} + \left(\frac{13,5}{21,8}\right)^2 = 1,65$	$\frac{45,7}{41,0} + \left(\frac{7,8}{21,8}\right)^2 = 1,24$

Die Auswertung der Bruchbedingung für die Klebschicht zwischen Verstärkungsquerschnitt und Platte weist im Vergleich zu den Versuchen ohne Endsicherung eine ähnliche Überschreitung der Bruchbedingung auf.

Die Bruchbedingung in der Klebschicht der Endsicherung wird zum Versagenszeitpunkt hingegen erfüllt bzw. wenig überschritten. Dies überschneidet sich mit den Beobachtungen während der Versuchsdurchführung, da zunächst ein Versagen der Klebschicht am Verstärkungsquerschnitt eintritt und anschließend erst das Versagen der Endsicherung.

In Bild 6.21 werden die maximal aufnehmbaren Beanspruchungen unter Ansatz einer numerischen Spannungsermittlung mit den experimentell ermittelten Traglasten verglichen. Die maximal aufnehmbare Beanspruchung ist erreicht, wenn die Bruchbedingung dem Wert 1 entspricht. Es wird angenommen, dass das Versagen der Verstärkungsquerschnitt-Klebschicht maßgebend für das Gesamtversagen ist.

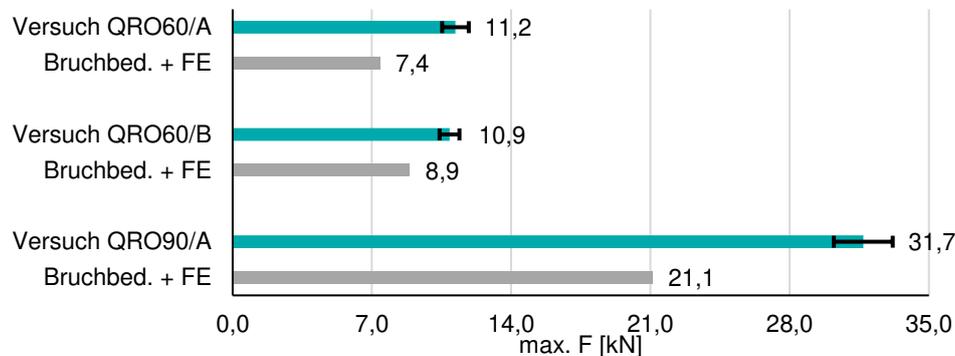


Bild 6.21: Zusammenfassung der Versuche mit Endsicherung

Die experimentellen und numerischen Versuchsergebnisse zeigen die Schwächen der geklebten Endsicherung auf. Die Endsicherung kann die Tragfähigkeit des diskontinuierlich verstärkten Einfeldträgers deutlich erhöhen. Die Zugtragfähigkeit der geklebten Endsicherung kann jedoch nicht vollständig ausgenutzt werden, da sich eine ungleichmäßige Beanspruchung der Endsicherung einstellt.

Der ungleichmäßigen Beanspruchung der Endsicherung könnte eine Vorspannung der Befestigungsschrauben entgegenwirken. Dies würde jedoch zu einer zusätzlichen Zugbeanspruchung der Klebschicht infolge Vorspannung führen.

Die numerische Abbildung des Tragverhaltens ist aufgrund der komplexen Wechselwirkung zwischen Endsicherung und Verstärkungsquerschnitt aufwendig und mit Unsicherheiten behaftet.

Eine Sicherung des Verstärkungsquerschnittes vor Ablösen in den Endbereichen stellt dennoch eine effektive Maßnahme zur Steigerung der Traglast dar. Die Variante einer aufgeklebten Endsicherung ist aufgrund der oben genannten Nachteile für eine Tragfähigkeitsauslegung nur schwer abzubilden. Alternative Konstruktionsvarianten, siehe Abs. 4.3, sind möglicherweise besser geeignet. Insbesondere die Ausbildung einer kraftschlüssigen Verbindung zwischen Steife und Querträger durch Anordnung eines Winkelprofils im Endbereich stellt eine aussichtsreiche Variante dar und wird im nachfolgenden Abschnitt genauer untersucht.

6.6 Untersuchung einer alternativen Endsicherung

Eine kraftschlüssige Verbindung des Steifenquerschnitts mit dem Querträger kann durch Anordnung eines Winkelprofils erreicht werden, s.a. Bild 6.22. Da die Querkräfte durch die kraftschlüssige Verbindung nun direkt in den Querträger eingeleitet werden, entspricht die geklebte Längssteife nicht mehr einer diskontinuierlichen Verstärkungsmaßnahme.

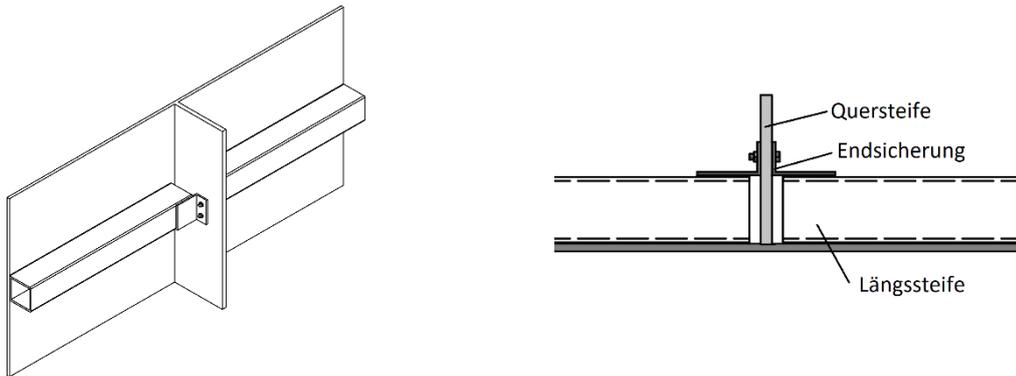


Bild 6.22: Endsicherung der Längssteife durch Winkelprofil am Querträger

Das statische Modell der mittels Winkelprofil gesicherten Längssteife entspricht einem zusammengesetzten Querschnitt, dessen Teilquerschnitte über das Auflager geführt werden. Vorversuche an geklebten Längssteifen mit anteiligem Plattenstreifen haben ergeben, dass aufgrund der großen Klebefläche ein Klebschichtbruch nicht zu erreichen ist, da vorher ein Plastizieren des Querschnittes eintritt, siehe Bild 6.23.

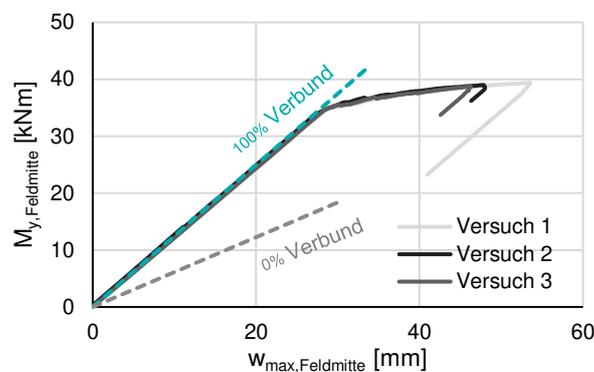
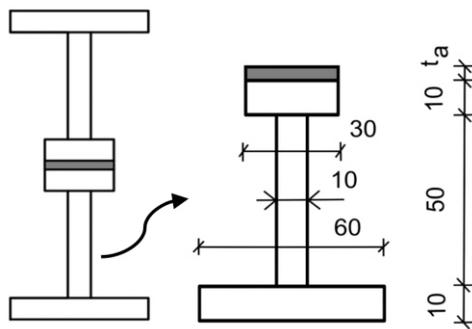


Bild 6.23: Kraftverformungskurve des QRO90 Versuchsträger mit Klebstoff A mit kontinuierlicher Auflagerung in den Endbereichen

Die kontinuierliche Auflagerung des Steifenquerschnitts in den Endbereichen führt im Vergleich zu diskontinuierlich verstärkten Einfeldträgern zu sehr geringen Beanspruchungen in der Klebschicht, die weit entfernt von der Schubtragfähigkeit der Klebschicht sind. Aus diesem Grund wird in einer weiteren Versuchsreihe ein einfachsymmetrischer I-Querschnitt, siehe Bild 6.24, geprüft. Die untersuchte Querschnittsform ermöglicht aufgrund der reduzierten Verbundfläche hohe Schubbeanspruchungen in der Klebschicht. Gleichzeitig wird eine ausreichende Tragfähigkeit des Stahlquerschnitts gewährleistet, sodass die Grenzscherbeanspruchung in der Klebschicht vor Erreichen der Querschnittstragfähigkeit erreicht werden kann.



$$A_{\text{ges}} = 34,0 \text{ cm}^2$$

$$A_1 = 34,0 \text{ cm}^2$$

$$A_2 = 34,0 \text{ cm}^2$$

$$I_{y,\text{ges}} = 677,5 \text{ cm}^4$$

$$I_{y,1} = 118,4 \text{ cm}^4$$

$$I_{y,2} = 118,4 \text{ cm}^4$$

$$W_{y,o} = 95,4 \text{ cm}^3$$

$$W_{y,u} = 95,4 \text{ cm}^3$$

$$S_{y,\text{max}} = 61,2 \text{ cm}^2$$

$$W_{pl,y} = 116,0 \text{ cm}^3$$

$$f_y = 294 \text{ N/mm}^2$$

$$f_u = 454 \text{ N/mm}^2$$

Bild 6.24: Querschnittswerte der einfachsymmetrischen Teilquerschnitte

Die Versuche werden mit Klebstoff A und B bei einem Stichprobenumfang von fünf Versuchen durchgeführt. Die Systemlänge beträgt 1,0 m und die Lasteinleitung erfolgt über 4 Einzellasten, siehe Bild 6.25.

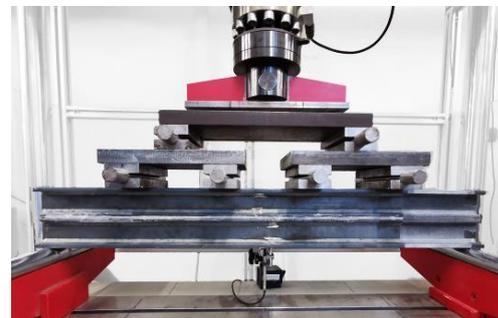
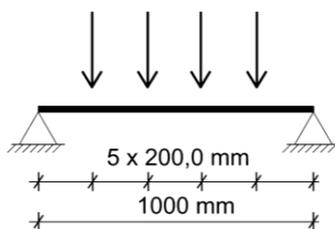


Bild 6.25: Statisches System und Versuchsbau des zusammengesetzten Querschnitts in kontinuierlicher Ausführung

Die Kraftverformungskurve des zusammengesetzten kontinuierlich gestützten Versuchsträgers weist ein elastisch-plastisches Verformungsverhalten auf. Die Streckgrenze der untersuchten Stahlträger liegt bei $f_y = 294 \text{ N/mm}^2$, sodass die elastische Momenten Tragfähigkeit des zusammengesetzten Querschnitts bei $M_{y,\text{el}} = 28,0 \text{ kNm}$ überschritten wird, siehe Bild 6.26.

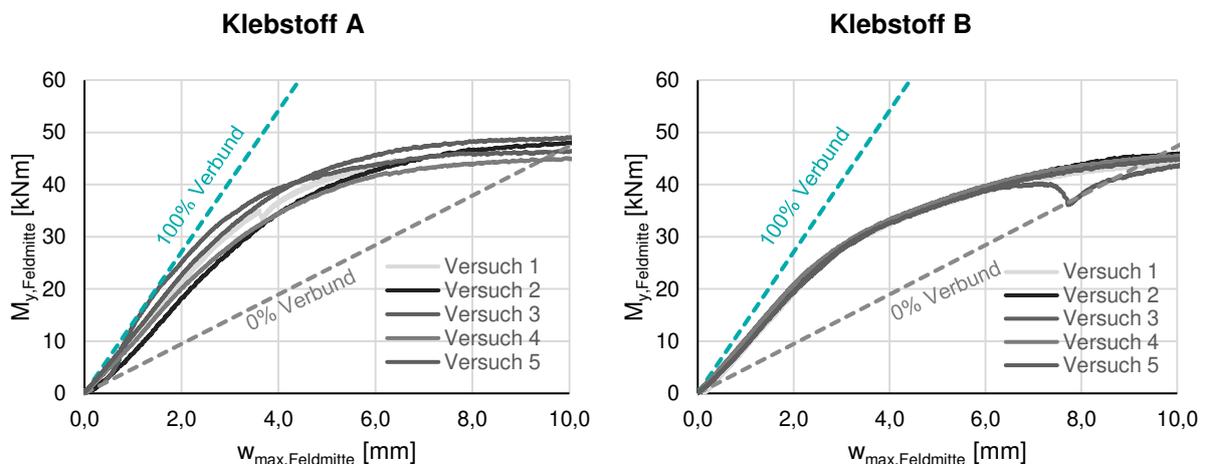


Bild 6.26: Kraftverformungskurve der zusammengesetzten Versuchsträger für Klebstoff A und B

Die Schubbeanspruchung in der Klebschicht beträgt bei Erreichen des elastischen Grenzmomentes gem. Gl. (6.2) $\tau = 25,3 \text{ N/mm}^2$ und überschreitet damit die Schubbeanspruchbarkeit für beide Klebstoffe. Eine weitere Laststeigerung führt zu einem Plastizieren des Stahlquerschnitts ohne Bruch in der Klebschicht. Dieser tritt erst nach vollständigem Plastizieren des Stahlquerschnittes auf, siehe Tabelle 6.11.

$$\tau = \frac{V_z \cdot S_y}{I_y \cdot \Sigma a} \quad (6.2)$$

Tabelle 6.11: Versuchsergebnisse der zusammengesetzten Versuchsträger

	Klebstoff A	Klebstoff B
F_{\max} , Mittelwert	340,7 kN	325,3 kN
δ_{\max} , Mittelwert	26,5 mm	22,4 mm
$M_{y,\max}$, Mittelwert	51,1 kNm	48,8 kNm
τ_{\max} , Klebefuge, Mittelwert	51,3 N/mm ²	49,0 N/mm ²

Die Schubbeanspruchbarkeit kann in diesem Fall nicht mit der Bruchbedingung vorhergesagt werden, da kein gezielter Bruch der Klebschicht mit der gewählten Versuchsanordnung erreicht werden konnte.

Die tatsächliche Beanspruchung der Klebschicht setzt sich aus einer Mischbeanspruchung von Schub und Querdruck zusammen, wobei die Klebschicht unter Querdruck ogroße Tragsicherheitsreserven aufweist. Die Bruchbedingung kann die Tragsicherheit der Klebschicht im linear-elastischen Bereich, siehe Gl. (6.3) exemplarisch für Klebstoff A, auf der sicheren Seite liegend abbilden.

$$\frac{0}{41,0} + \left(\frac{25,3}{21,8}\right)^2 = 1,35 \quad (6.3)$$

Die Längssteifen Endsicherung mittels Winkelprofil zur kraftschlüssigen Verbindung zwischen Steifenquerschnitt und Querträger stellt zusammenfassend eine wirksame Alternative zur geklebten Endsicherung von Längssteifen dar. Die kontinuierliche Auflagerung des Steifenquerschnitts in den Endbereichen ermöglicht im Vergleich zu diskontinuierlich verstärkten Einfeldträgern ein redundantes Tragverhalten sowie höhere Traglasten.

6.7 Zusammenfassung

Die entwickelte Bruchbedingung wurde in experimentellen Untersuchungen auf diskontinuierlich verstärkte Einfeldträger angewendet und rechnerischen Traglasten auf Basis von analytisch und numerisch ermittelten Beanspruchungen der Klebschicht gegenübergestellt. Die Versuche wurden an diskontinuierlich verstärkten Einfeldträgern durchgeführt, da diese den nichtlinearen Schub- und Schälspannungszustand infolge Beulaussteifung qualitativ gut abbilden können.

Die Bruchbedingung kann die Tragsicherheit der Klebschicht von diskontinuierlich verstärkten Einfeldträgern für alle Versuchspunkte auf Grundlage analytisch und numerisch ermittelter Spannungszustände auf der sicheren Seite liegend abschätzen. Des Weiteren ist das analytische Modell nach *Deng, Lee und Moy* zur Ermittlung des inneren Beanspruchungszustands der Klebschicht geeignet, um die Tragsicherheit der Klebschicht in Verbindung mit der Bruchbedingung auf der sicheren Seite liegend abzuschätzen.

Die Anwendung numerisch ermittelter Spannungszustände auf die Bruchbedingung bestätigt, dass der Klebschichtbruch immer vom Quer- oder Längsrand der Klebschicht ausgeht, sobald die Bruchbedingung an einem beliebigen Ort der Klebschichttränder überschritten wird. Demnach führen Spannungsspitzen, die innerhalb der Klebschichtfläche auftreten, zu keinem Versagen, solange die Bruchbedingung an den Klebschichtträndern erfüllt ist.

Die Anwendung einer Endsicherung zur Reduzierung der Schälbeanspruchung am Ende des Verstärkungsquerschnittes führt zu höheren Traglasten. Die numerische Abbildung des Tragverhaltens ist aufgrund der komplexen Wechselwirkung zwischen Endsicherung und Verstärkungsquerschnitt aufwendig und mit Unsicherheiten behaftet. Die Endsicherung der Längssteife mittels Winkelprofil stellt eine wirksame alternative zur geklebten Endsicherung von Längssteifen dar. Die kraftschlüssige Verbindung zwischen Steifenquerschnitt und Querträger ermöglicht eine kontinuierliche Auflagerung des Steifenquerschnitts in den Endbereichen. Dadurch werden deutlich höhere Traglasten bis hin zu einem Plastizieren des Stahlquerschnittes erreicht.

7 Tragsicherheit geklebter Beulsteifen

7.1 Einleitung

In Kapitel 7 werden die Grundlagen zu Beulnachweisen längsausgesteifter Platten aus Kap. 3 mit dem Tragsicherheitsnachweis für die Klebschicht aus Kap. 5 zusammengeführt.

Zunächst werden alle relevanten Einflussgrößen auf die inneren Beanspruchungen der Klebschicht untersucht. Zielsetzung dieser Untersuchungen ist die Ableitung konstruktiver Randbedingungen zur Ausführung geklebter Steifen.

Zur Nachweisführung und Implementierung in automatisierten Berechnungsabläufen wird ein Tragsicherheitsnachweis der Klebschicht auf Basis eines analytischen Modells entwickelt. Hierzu wird der Beanspruchungszustand infolge Beulaussteifung so umgeformt, dass dieser auf die analytische Lösung nach *Deng, Lee und Moy* für diskontinuierlich verstärkte Einfeldträger aus Kap. 6 angewendet werden kann. In einer Parameterstudie wird das entwickelte Ersatzbelastungsverfahren auf seine Gültigkeit hin überprüft, indem die analytischen Beanspruchungen der Klebschicht mit einer FE-Analyse verglichen werden.

Anschließend wird die aussteifende Wirkung einer Längssteife an allseitig gelagerten auf Längsdruck beanspruchten Platten untersucht. Neben dem Einfluss der Klebeverbindung auf die Beulnachweise wird die Tragsicherheit der Klebschicht für eine beulaussteifende Beanspruchung mit Hilfe der in Abs. 5.9 entwickelten Bruchbedingung untersucht.

Zur Reduzierung der kritischen Schälspannungen in den Endbereichen der Längssteife werden numerische Untersuchungen zu zusätzlichen Endverstärkungen durchgeführt.

7.2 Einflussgrößen auf die Beanspruchung der Klebschicht

7.2.1 Hintergrund

In Abs. 6.2 wurde die Beanspruchung der Klebschicht infolge Beulaussteifung für ein exemplarisches Beulfeld ermittelt. Dabei ist aus den zuvor durchgeführten Untersuchungen bereits bekannt, dass der Beanspruchungszustand in der Klebschicht maßgeblich von der diskontinuierlichen Anordnung der Längssteife beeinflusst wird.

Nachfolgend wird eine systematische Untersuchung der Auswirkungen variabler Randabstände der Längssteife auf den inneren Beanspruchungszustand der Klebschicht durchgeführt, um den idealen Randabstand abzuleiten. Darüber hinaus sind weitere Einflussgrößen der Klebparameter unbekannt, sodass die Auswirkungen folgender Parameter auf den inneren Beanspruchungszustand der Klebschicht untersucht werden:

- Geometrische Imperfektion
- Klebschichtdicke
- Elastizitätseigenschaften des Klebstoffs
- Randabstand der Längssteife
- Bezogene Steifigkeit γ_{sl}

Die aufgeführten Einflussgrößen werden vereinfacht an diskontinuierlich verstärkten Einfeldträgern unter Anwendung der analytischen Lösung nach *Deng, Lee und Moy* untersucht. Der Einfluss geometrischer Imperfektionen wird abweichend an einer allseitig gelagerten Platte mit der FEM (ANSYS 2021 R1) untersucht, da eine variable Klebschichtdicke nicht mit dem analytischen Modell abgebildet werden kann.

Für die Parameterstudie wird das Beulfeld aus Abs. 6.2 mit den Abmessungen 1400 x 700 x 10 mm und einer Flachstahlsteife mit den Abmessungen 30 x 55 mm verwendet. Der Randabstand der Längssteife des Ausgangssystems beträgt 30 mm. Die Plattenbreite des Ersatzquerschnitts für die Untersuchungen am diskontinuierlich verstärkten Einfeldträger wird mit 230 mm angenommen. Der Einfeldträger wird mit einer Streckenlast von $q = 6 \text{ kN/m}$ beansprucht.

7.2.2 Einfluss von geometrischen Imperfektionen

Eine geometrische Imperfektion kann sowohl in der Platte als auch in der Steife vorliegen und führt zwangsläufig zu einer variablen Klebschichtdicke über die Steifenlänge. Da eine geometrische Imperfektion der Platte vor allem Einfluss auf die Beultraglast hat, wird in den nachfolgenden Untersuchungen ausschließlich eine Imperfektion der Steife betrachtet, sodass der Einfluss einer variablen Klebschichtdicke über die Steifenlänge ohne Wechselwirkungen mit dem Beultragverhalten untersucht werden kann.

Aufgrund der aufwendigen Modellbildung in der FE-Analyse werden nur zwei Varianten untersucht. Die in Bild 7.1 a dargestellte Variante (positive Imperfektion) weist eine maximale Klebschichtdicke von $t_a = 4,0 \text{ mm}$ in den Endbereichen und eine

minimale Klebschichtdicke von $t_a = 0,2 \text{ mm}$ in Steifenmitte auf. Bei der negativen Imperfektion sind die Klebschichtdicken genau umgekehrt verteilt, siehe Bild 7.1 b.

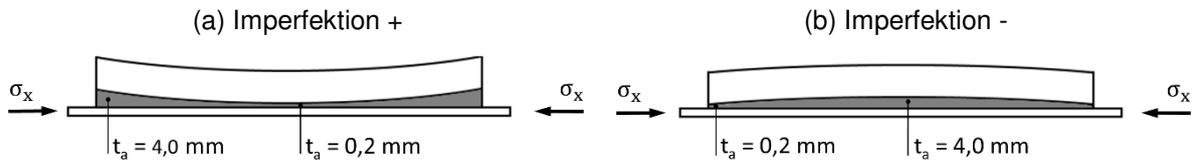


Bild 7.1: Untersuchte Klebschichtimperfektion

Die Untersuchungen erfolgen an dem Beulfeld aus Abs. 6.2 unter identischen Randbedingungen mit Hilfe einer FE-Analyse. Die variable Klebschichtdicke wird durch eine gekrümmte Modellierung der Längssteife umgesetzt. Die numerische Berechnung des Systems wird geometrisch nichtlinear durchgeführt.

In Bild 7.2 und Bild 7.3 wird der Spannungszustand entlang der Klebschichtlänge für beide Varianten mit dem Grundsystem aus Abs. 6.2 mit einer konstanten Klebschichtdicke verglichen.

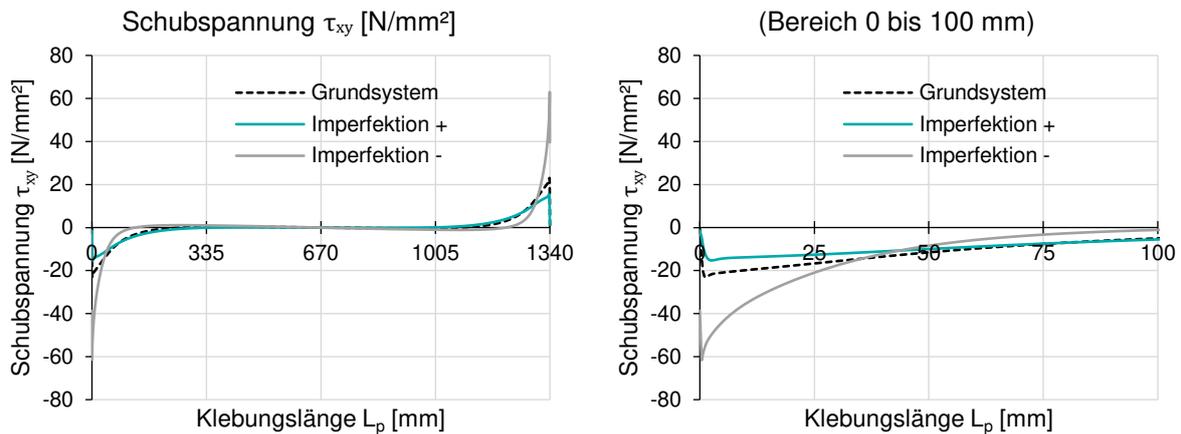


Bild 7.2: Schubspannungsverlauf über die Klebschichtlänge in Abhängigkeit der Klebschichtimperfektion für den Pfad in Klebschichtmitte

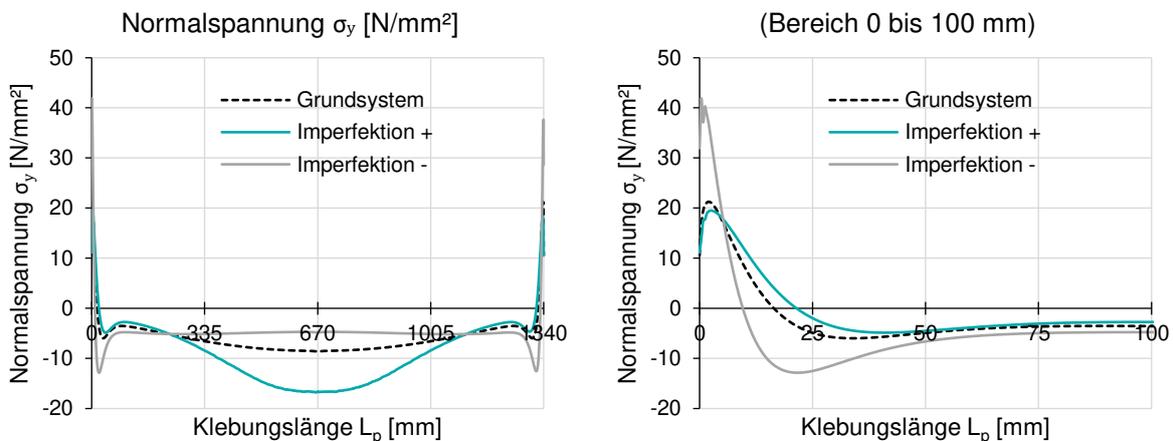


Bild 7.3: Normalspannungsverlauf über die Klebschichtlänge in Abhängigkeit der Klebschichtimperfektion für den Pfad in Klebschichtmitte

Die Ergebnisse zeigen, dass die variable Klebschichtdicke vor allem den Spannungszustand in den Endbereichen der Klebschicht beeinflusst. Ein Schnitt auf halber Klebschichtdicke verdeutlicht, dass bei geringer Klebschichtdicke nicht nur die Normalspannungen, sondern auch die Schubspannung nicht linear zunehmen, siehe Bild 7.4 und Bild 7.5. Zudem bilden sich bei geringer Klebschichtdicke in den Eckbereichen hohe Spannungsspitzen aus.

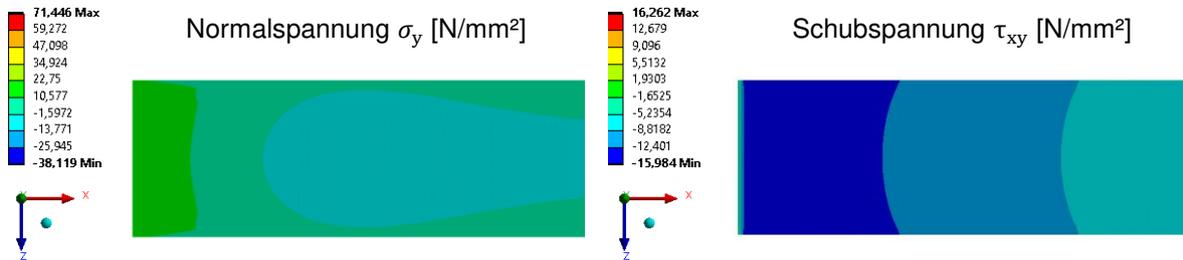


Bild 7.4: Numerischer Spannungszustand infolge der positiven Klebschichtimperfektion

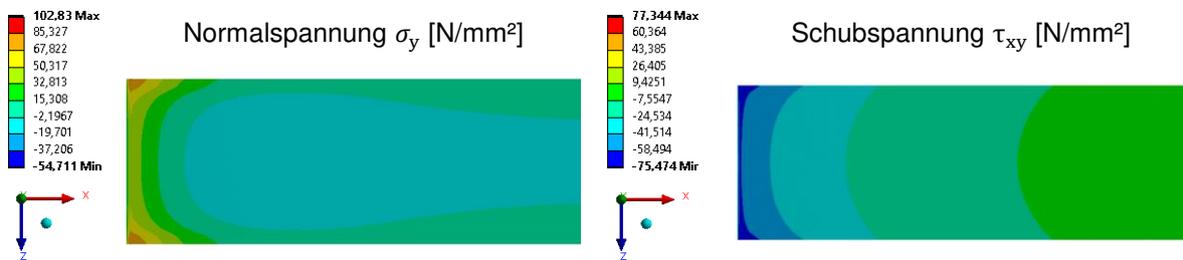


Bild 7.5: Numerischer Spannungszustand infolge der negativen Klebschichtimperfektion

Der Schubspannungsanstieg bei dünner Klebschichtdicke ist in den Endbereichen, auf die beulaussteifende Wirkung unter Längsdruckbeanspruchung zurückzuführen. Die Platte wird infolge des Längsdruck gestaucht, sodass eine anteilige Übertragung der Längsdruckkraft auf die Steife stattfindet. Die Längskrafteinleitung von der Platte in die Steife ruft Schubspannung in der Klebschicht hervor.

Die Schubgleitung $\gamma = d_s / t_a$ nimmt mit der Klebschichtdicke ab. Die niedrige Schubgleitung führt zu hohen Schubspannungen in den Endbereichen der Klebschicht, da die anteilige Längsdruckkraft über eine kurze Klebschichtlänge von der Platte in die Längssteife eingeleitet wird. Dicke Klebschichtdicken weisen hingegen ein größeres Verformungspotential auf und können die anteilige Längsdruckkraft über eine größere Länge einleiten, sodass die Schubspannungen in den Endbereichen insgesamt geringer ausfallen.

Eine variable Klebschichtdicke hat entsprechend der durchgeführten Untersuchungen großen Einfluss auf den Spannungszustand innerhalb der Klebschicht. Eine dünne Klebschichtdicke in den Endbereichen infolge ungünstiger geometrischer Imperfektionen führt zu hohen Spannungsspitzen in den Endbereichen. Die Einhaltung einer Mindestklebschichtdicke in den Endbereichen ist zu empfehlen. Im folgenden Abschnitt wird der Einfluss verschiedener Klebschichtdicken im Detail untersucht, sodass eine Mindestklebschichtdicke für die Endbereiche festgelegt werden kann.

7.2.3 Einfluss der Klebschichtdicke

Die vorangegangenen Untersuchungen machen deutlich, dass die Klebschichtdicke einen erheblichen Einfluss auf den inneren Beanspruchungszustand hat. Die zuvor durchgeführten Untersuchungen umfassen aber nur einen geringen Parameterbereich, weshalb in diesem Abschnitt der Einfluss der Klebschichtdicke im Detail untersucht wird, sodass eine Mindestklebschichtdicke festgelegt werden kann.

Die Untersuchungen erfolgen vereinfacht an einem diskontinuierlich verstärkten Einfeldträger, da der resultierende Beanspruchungszustand der Klebschicht mit dem Beanspruchungszustand aus Beulaussteifung vergleichbar ist. Es werden die über die Steifenlänge konstanten Klebschichtdicken von 0,2 mm; 0,5 mm; 1,0 mm; 2,0 mm; 4,0 mm und 8,0 mm bei gleichbleibender äußerer Beanspruchung untersucht. In Tabelle 7.1 sind die analytisch ermittelten Spannungszustände am Steifenende zusammengefasst. Die Bewertung erfolgt dabei ausgehend von dem Grundsystem mit $t_a = 2,0$ mm.

Tabelle 7.1: Spannungszustände für unterschiedliche Klebschichtdicken

t_a	0,2 mm	0,5 mm	1,0 mm	2,0 mm	4,0 mm	8,0 mm
τ_{xy}	12,3 N/mm ² +98 %*	9,1 N/mm ² +47 %*	7,4 N/mm ² +19 %*	6,2 N/mm²	5,3 N/mm ² -15 %*	4,6 N/mm ² -26 %*
σ_y	52,7 N/mm ² +156 %*	35,9 N/mm ² +74 %*	27,1 N/mm ² +32 %*	20,6 N/mm²	15,8 N/mm ² -23 %*	12,2 N/mm ² -40,8 %*

* Die Bewertung in % findet ausgehend von $t_a = 2,0$ mm statt.

Die Wahl der Klebschichtdicke hat entsprechend der Untersuchungen erheblichen Einfluss auf den Spannungszustand im Endbereich, s.a. Bild 7.6. Schichtdicken dünner 1,0 mm sind zu vermeiden, da die Normalspannungen übermäßig zunehmen. Im Gegensatz dazu hat die Verdopplung der Klebschichtdicke von 2,0 mm auf 4,0 mm einen geringeren Einfluss auf die Beanspruchungsentwicklung.

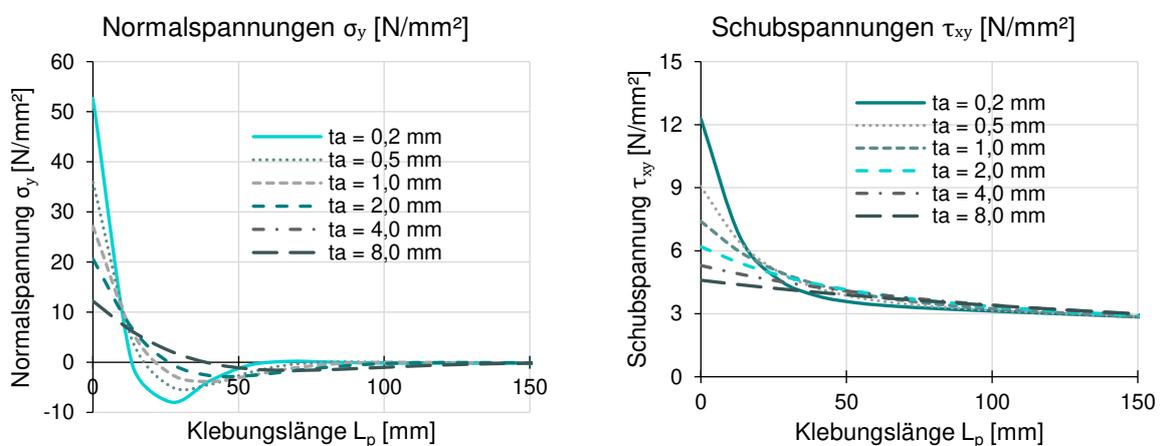


Bild 7.6: Spannungszustände für unterschiedliche Klebschichtdicken

In Bereichen zwischen 2,0 bis 4,0 mm kann die Spannungsspitze signifikant reduziert werden, sodass bei einer strukturellen Klebung dieser Dickenbereich eingehalten werden sollte.

Da sich die Schubfestigkeit des Klebstoffes ab einer Klebschichtdicke von 2,0 mm asymptotisch einem minimalen Festigkeitswert annähert, siehe Abs. 5.8, können auch Schichtdicken > 4,0 mm toleriert werden. Der Einfluss der höheren Schichtdicke auf die Schubfestigkeit ist ab dieser Schichtdicke gering.

Ein auf der sicheren Seite liegender Ansatz einer niedrigen Schubfestigkeit für große Schichtdicken führt in Verbindung mit einer tatsächlich dünn ausgeführten Klebschicht hingegen zu auf der unsicheren Seite liegenden Ergebnissen. In den Endbereichen ist die rechnerisch angesetzte Klebschichtdicke demnach durch das Einlegen von Präzisionsstahlkugeln o.ä. sicherzustellen.

7.2.4 Einfluss der Elastizitätseigenschaften des Klebstoffs

Die Berechnung der Spannungszustände für unterschiedliche Klebstoffe an verstärkten Einfeldträgern aus Kap. 6 zeigt, dass der E-Modul des Klebstoffes erheblichen Einfluss auf den inneren Beanspruchungszustand hat.

Der Einfluss unterschiedlicher Elastizitätseigenschaften wird anhand einer Parameterstudie untersucht, welche die Spannungsentwicklung am Steifenende analytisch vergleicht. Die Parameterstudie vergleicht bei gleichbleibender Klebschichtdicke fünf unterschiedliche, für strukturelle Klebungen relevante Elastizitätsmodule sowie drei unterschiedliche Querdehnzahlen ν am System aus Abs. 6.2:

- $E_a = 1500, 2000, 2480, 3000$ und 3500 N/mm^2
- $\nu = 0,38, 0,42$ und $0,46$

Die Normal- und Schubspannungszustände am Steifenende sind für die untersuchten Parameter in Tabelle 7.2 zusammengefasst.

Tabelle 7.2: Spannungszustände für unterschiedliche Elastizitätseigenschaften

E-Modul E_a [N/mm ²]		1500	2000	2480	3000	3500
$\nu = 0,38$	τ_{xy} [N/mm ²]	5,6	5,9	6,2	6,5	6,8
	σ_y [N/mm ²]	17,0	19,0	20,6	22,2	23,6
$\nu = 0,42$	τ_{xy} [N/mm ²]	5,5 -11,3 %*	5,9 -4,8 %*	6,2	6,5 +4,8 %*	6,7 +8,1 %*
	σ_y [N/mm ²]	17,0 -17,5 %*	19,0 -7,8 %*	20,6	22,2 + 7,8 %*	23,6 +14,6 %*
$\nu = 0,46$	τ_{xy} [N/mm ²]	5,5	5,8	6,2	6,4	6,7
	σ_y [N/mm ²]	17,0	19,0	20,6	22,2	23,6
* Die Bewertung in % findet ausgehend von $E_a = 2480 \text{ N/mm}^2$ mm statt.						

Die Querdehnzahl hat einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Spannungen in der Klebschicht. Klebstoffe mit niedrigem E-Modul führen zu geringeren Beanspruchungen in der Klebschicht als Klebstoffe mit hohem E-Modul. Die Reduzierung des E-Moduls der Klebschicht wirkt sich stärker als eine Erhöhung des E-Moduls aus, wobei die Unterschiede geringer ausfallen als für variable Klebschichtdicken.

Klebstoffe mit niedrigem E-Modul sind nicht pauschal besser geeignet, da sich die Festigkeitseigenschaften mit zunehmender Elastizität verschlechtern. Eine eindeutige Empfehlung der idealen Elastizitätseigenschaften lässt sich demnach nicht formulieren und muss individuell in Hinblick auf Tragfähigkeits- und Dauerhaftigkeitseigenschaften bewertet werden.

7.2.5 Einfluss des Randabstands der Längssteife

Mit einer Reduzierung des Randabstandes, siehe Bild 7.7, der Steife kann ebenfalls die Krümmungsdifferenz zwischen unausgesteifter Platte und Platte mit Verstärkungsquerschnitt reduziert werden, sodass sich ebenfalls die Beanspruchungen in der Klebschicht verringern.

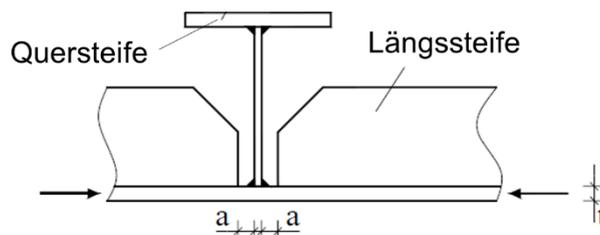


Bild 7.7: Randabstand der Längssteife

In einer Parameterstudie wird die Spannungsentwicklung am Steifenende für sechs Randabstände ($0 \cdot t$ bis $10 \cdot t$) untersucht und mit der Empfehlung zum maximalen Randabstand diskontinuierlich angeordneter Längssteifen ($a = 3 \cdot t$) verglichen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 7.3 sowie Bild 7.8 zusammengefasst.

Tabelle 7.3: Spannungszustände in Abhängigkeit des Randabstands der Längssteife

a =	$0 \cdot t$	$0,5 \cdot t$	$1,5 \cdot t$	$3 \cdot t$	$6 \cdot t$	$10 \cdot t$
τ_{xy}	3,6 N/mm ² -42 %*	4,1 N/mm ² -34 %*	4,9 N/mm ² -21 %*	6,2 N/mm²	8,7 N/mm ² +40 %*	11,7 N/mm ² +89 %*
σ_y	9,3 N/mm ² -55 %*	11,3 N/mm ² -45 %*	15,0 N/mm ² -27 %*	20,6 N/mm²	31,4 N/mm ² +52 %*	44,9 N/mm ² +118 %*

* Die Bewertung in % findet ausgehend von $a = 3 \cdot t$ statt.

Ausgehend von einem Randabstand $a = 3 \cdot t$ gem. Abs. 3.3.3 nehmen die Normalspannungen bei einer Verdopplung des Randabstandes um +52 % zu. Eine Halbierung des Randabstandes auf $a = 1,5 \cdot t$, reduziert die Normalspannungen hingegen um -27 %. Verzichtet man auf einen Randabstand ($a = 0 \cdot t$), treten dennoch Schälspannungen auf, da der Steifenquerschnitt nicht aufgelagert ist.

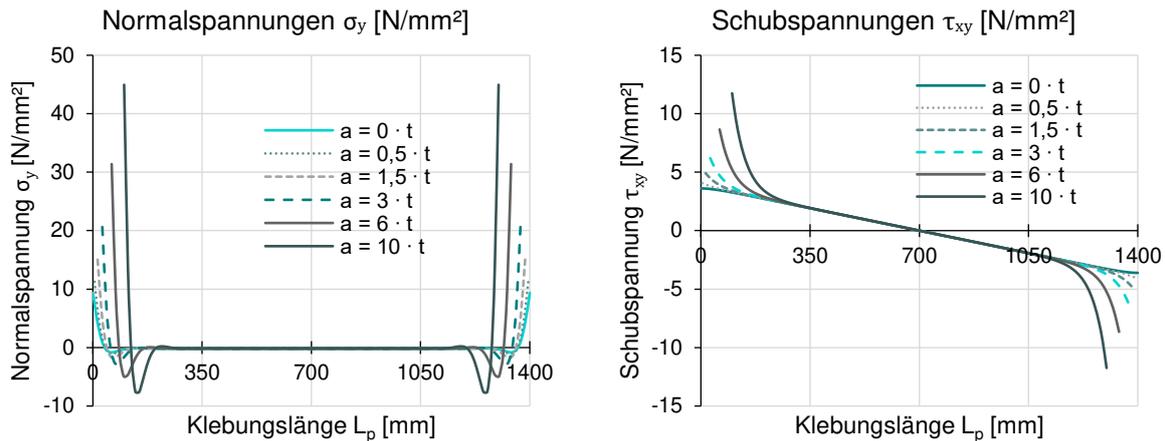


Bild 7.8: Spannungszustände in Abhängigkeit des Randabstands der Längssteife

In Hinblick auf die nichtlineare Zunahme der Spannungen am Steifenende bei zunehmendem Randabstand stellt die Randbedingung an diskontinuierlich angeordnete Längssteifen aus [90] mit $a \leq 3 \cdot t$ eine Obergrenze dar. Der Randabstand sollte, sofern geometrisch möglich auf $a = 0,5 \cdot t$ begrenzt werden.

7.2.6 Einfluss der bezogenen Steifigkeit γ_{sl} der Längssteife

Die bezogene Steifigkeit γ_{sl} ist die wichtigste Kennzahl zur Dimensionierung des Längssteifenquerschnittes. In einer Parameterstudie wurde der Einfluss von vier unterschiedlichen bezogenen Steifigkeiten der Steife auf den Spannungszustand am Klebschichtende untersucht ($\gamma_{sl} = 12,5; 25; 50; 100$), siehe Tabelle 7.4. Damit die Spannungszustände vergleichbar sind, wird von einer konstanten Klebefugenbreite $b_a = 30$ mm ausgegangen. Die bezogene Längssteifigkeit von $\gamma_{sl} = 12,5$ unterschreite die Mindeststeifigkeit von $\gamma_{sl} = 25$. Die bezogenen Längssteifigkeiten von $\gamma_{sl} = 50$ und 100 sind in der Praxis häufig anzutreffen.

Tabelle 7.4: Spannungszustände in Abhängigkeit der bezogenen Steifigkeit γ_{sl}

	$\gamma_{sl} = 12,5$ Fl. 30x40 mm	$\gamma_{sl} = 25$ Fl. 30x55 mm	$\gamma_{sl} = 50$ Fl. 30x75 mm	$\gamma_{sl} = 100$ Fl. 30x95 mm
τ_{xy}	7,2 N/mm ²	6,2 N/mm²	5,2 N/mm ²	4,5 N/mm ²
σ_y	20,0 N/mm ²	20,6 N/mm²	21,0 N/mm ²	21,3 N/mm ²

Die bezogene Steifigkeit γ_{sl} der Längssteife hat nur geringen Einfluss auf den Spannungszustand am Klebschichtende. Die maximale Abweichung relevanten Schälspannung beträgt 3,3%.

7.3 Ersatzbelastung aus Beulaussteifung

7.3.1 Vorstellung des Ersatzbelastungsverfahrens

Im folgenden Absatz wird ein Ersatzbelastungsverfahren zur Ermittlung des inneren Beanspruchungszustands der Klebschicht entwickelt. Diese Ersatzbelastung wird auf die analytische Lösung nach *Deng, Lee und Moy* für diskontinuierlich verstärkte Einfeldträger angewendet. Das Verfahren nach DLM bestimmt den inneren Beanspruchungszustand der Klebschicht infolge einer äußeren Streckenlast an einem Einfeldträgersystem. Die Spannungen in der Klebschicht aus der Beulaussteifung sind demnach ebenfalls an einem Einfeldträger unter Gleichstreckenlast zu ermitteln.

Die Längssteife wird gedanklich als Ersatzdruckstab mit den angrenzenden Bruttobreiten der Platte gem. Abs. 3.4 aus dem Beulfeld geschnitten. Die beulaussteifende Wirkung kennzeichnet sich durch eine Biegung der Längssteife, welche aus der Längsdruckbeanspruchung und der vorliegenden sinusförmigen Vorverformung resultiert.

Die Lösung für das maximale Biegemoment des längsdruckbeanspruchten Stabes mit sinusförmiger Vorkrümmung w_0 berechnet sich gem. Gl. (7.1). Für im Stahlbau übliche Biegesteifigkeiten kann das maximale Biegemoment jedoch vereinfacht nach Gl. (7.2) berechnet werden.

$$M(l/2) = \frac{\pi^2 \cdot N}{\pi^2 - \frac{N \cdot l^2}{EI}} \cdot w \quad (7.1)$$

$$M(l/2) = N \cdot w \quad (7.2)$$

mit

$N_{x,st}$ Längsdruck auf dem Ersatzsystem

l Stablänge

w Vorkrümmung $w(x) = w \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot x}{l}\right)$

Die Biegung infolge Längsdruck kann ebenfalls mit der Abtriebskraft q_{dev} unter der Annahme einer sinusförmigen Längssteifenverformung ausgedrückt werden. Bei der Abtriebskraft q_{dev} handelt es sich um die gesuchte Ersatzbelastung, welche auf eine äquivalente Streckenlast $q_{dev,eq}$ gem. Gl. (7.3) vereinfacht werden kann, s.a. Bild 7.9.

$$q_{dev,eq} = \frac{8}{l^2} \cdot N_{x,st} \cdot \alpha_{II} \cdot w \quad (7.3)$$

mit

α_{II} Faktor zur Berücksichtigung der Theorie II. Ordnung

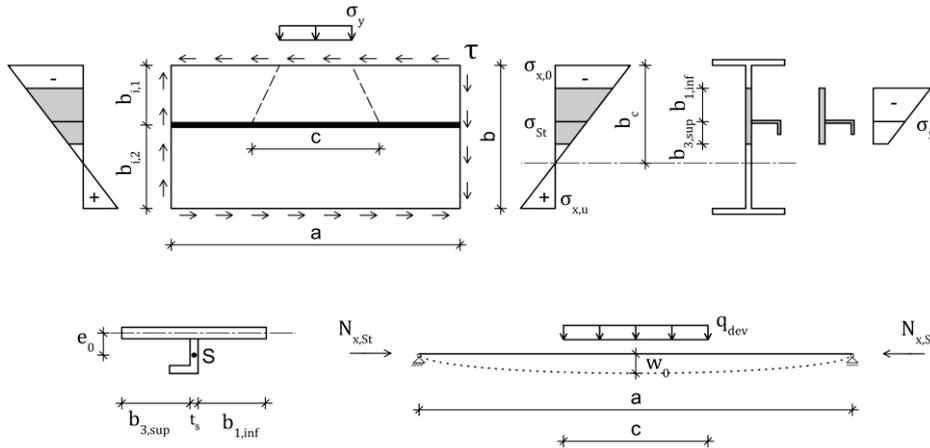


Bild 7.9: Prinzip des Ersatzbelastungsverfahrens

Die einwirkende Längsdruckbeanspruchung auf den Ersatzdruckstab resultiert gem. Gl. (7.4) aus den zugehörigen Längsspannungen σ_x sowie den Schubspannungen τ_{xz} , sofern sich eine Zugfeldwirkung einstellt, s.a. Tabelle 7.5.

$$N_{x,st} = N_{x,st,\sigma} + N_{x,st,\tau} \tag{7.4}$$

Tabelle 7.5: Druckbeanspruchung der Ersatzdrucksteife aus Längs- und Schubspannung

Längsdruck	Schubspannung
$N_{x,st,\sigma} = \int_{b_{st}} \sigma_x \cdot dA$	$N_{x,st,\tau} = \tau \cdot \max\left(\frac{a}{b_{i,k}}\right) \cdot t_w \quad \text{für } \frac{h_w}{t_w} > \frac{72}{\eta} \cdot \varepsilon$

Die Abtriebskraft q_{dev} resultiert aus der Längssteifenverformung w . Diese setzt sich aus der Vorverformung w_0 sowie aus der Beanspruchung resultierenden elastischen Verformung w_{el} zusammen. Die genaue Bestimmung von w erfordert aufgrund der von der Theorie II. Ordnung (Th.II.O.) abhängigen Verformung w_{el} ein iteratives Vorgehen. Alternativ kann die iterative Berechnung durch Multiplikation der Vorverformung w_0 mit dem Vergrößerungsfaktor α_{II} zur Berücksichtigung des Effektes aus Theorie II. Ordnung nach *Dischinger* [64] gem. Gl. (7.5) und (7.6) umgangen werden.

$$\alpha_{II} = \frac{1}{1 - \frac{N}{N_{cr,pc}}} \hat{=} \frac{1}{1 - \frac{\sigma_{x,Ed}}{\sigma_{cr,pc'}}} \quad \text{ohne Lastexzentrizität} \tag{7.5}$$

$$\alpha_{II} = \frac{1 + 0,273 \cdot \frac{N}{N_{cr,pc}}}{1 - \frac{N}{N_{cr,pc}}} \quad \text{inkl. Lastexzentrizität} \tag{7.6}$$

mit

$$N_{cr,pc} \triangleq \sigma_{cr,pc}' = \sigma_{cr,c}' + (\sigma_{cr,p}' - \sigma_{cr,c}') \cdot \xi \quad \text{für } 0 \leq \xi < 1$$

$$N_{cr,pc} \triangleq \sigma_{cr,pc}' = \sigma_{cr,p}' \quad \text{für } \xi \geq 1$$

$$\xi = \frac{\sigma_{cr,p}'}{\sigma_{cr,c}'} - 1$$

Der Vergrößerungsfaktor α_{II} wird für den herausgeschnittenen Ersatzdruckstab aus dem Beulfeld unter Berücksichtigung der stabilisierenden Plattentragwirkung bestimmt. Der Vergrößerungsfaktor α_{II} wird mit der kritischen Plattenbeulspannung statt der kritischen Knicklast ermittelt, damit die Auswirkungen aus Th.II.O. nicht überschätzt werden. Zur Berücksichtigung des knickstabähnlichen Verhaltens wird in Anlehnung an Abs. 3.2.3.6 ebenfalls eine Interpolationsfunktion eingeführt.

Die kritischen Spannungen für plattenartiges $\sigma_{cr,p}'$ und knickstabähnliches $\sigma_{cr,c}'$ Verhalten werden in Anlehnung an DIN EN 1993-1-5, A.2.2 berechnet. Die kritische Beulspannung $\sigma_{cr,p}'$ ist eine um die Bettung k_f erweiterte kritische Knickspannung $\sigma_{cr,c}'$, vgl. Gl. (7.7) und (7.8).

$$\sigma_{cr,p}' = \sigma_{cr,p,sl} = \begin{cases} \frac{1,05 \cdot E}{A_{sl,1}} \sqrt{\frac{I_{sl,1} \cdot t_p^3 \cdot b}{b_1 \cdot b_2}} & \text{für } a \geq a_c \\ \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{sl,1}}{A_{sl,1} \cdot a^2} + \frac{E \cdot t_p^3 \cdot b \cdot a^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot (1 - \nu^2) \cdot A_{sl,1} \cdot b_1^2 \cdot b_2^2} & \text{für } a < a_c \end{cases} \quad (7.7)$$

$$\sigma_{cr,c}' = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{sl,1}}{A_{sl,1} \cdot a^2} \quad (7.8)$$

mit

$$a_c = 4,33 \sqrt[4]{\frac{I_{sl,1} \cdot b_1^2 \cdot b_2^2}{t_3 \cdot b}}$$

$A_{sl,1}, I_{sl,1}$ Fläche und Flächenträgheitsmoment der Steife mit angrenzenden Bruttobreiten

b_1, b_2 Breite der angrenzenden Teilfelder, siehe Bild 7.10

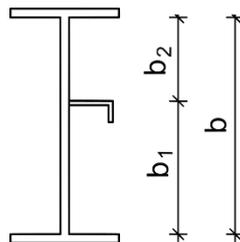


Bild 7.10: Breite der angrenzenden Teilfelder

Die maßgebende geometrische Imperfektion für die Ersatzbelastung w orientiert sich an der geometrischen Ersatzimperfektion unter Berücksichtigung knickstabähnlichen Verhaltens gem. Gl. (7.9) und (7.10).

$$w_{o,pc} = w_{o,c} - (w_{o,c} - w_{o,p}) \cdot \xi \quad \text{für } 0 \leq \xi < 1 \quad (7.9)$$

$$w_{o,pc} = w_{o,p} \quad \text{für } \xi \geq 1 \quad (7.10)$$

mit

$$\xi = \frac{\sigma_{cr,p'}}{\sigma_{cr,c'}} - 1$$

Die geometrischen Ersatzimperfektionen $w_{o,p}$ und $w_{o,c}$ ergeben sich wie folgt:

$$w_{o,p} = a/400 \quad (7.11)$$

$$w_{o,c} = a/d_c \quad (7.12)$$

mit

$$d_c = 705 \cdot \alpha_e^2 - 1250 \cdot \alpha_e + 690$$

$$\alpha_e = \alpha + \frac{0,09}{i/e}$$

$$i = \sqrt{\frac{I_{sl,1}}{A_{sl,1}}}$$

$$e = \max(e_1, e_2) = \max(z_p, z_s)$$

$$\alpha = 0,21 \text{ (Kurve a) für nicht ausgesteifte Platten}$$

Im Gegensatz zur geschweißten Beulsteife, handelt es sich bei der eingeklebten Variante um eine imperfektionsarme Bauweise. Das knickstabähnliche Verhalten ist demnach in Anlehnung an die DIN EN 1993-1-5 mit der Knicklinie a für nicht ausgesteifte Platten zu berücksichtigen.

7.3.2 Numerische Überprüfung des Ersatzbelastungsverfahrens

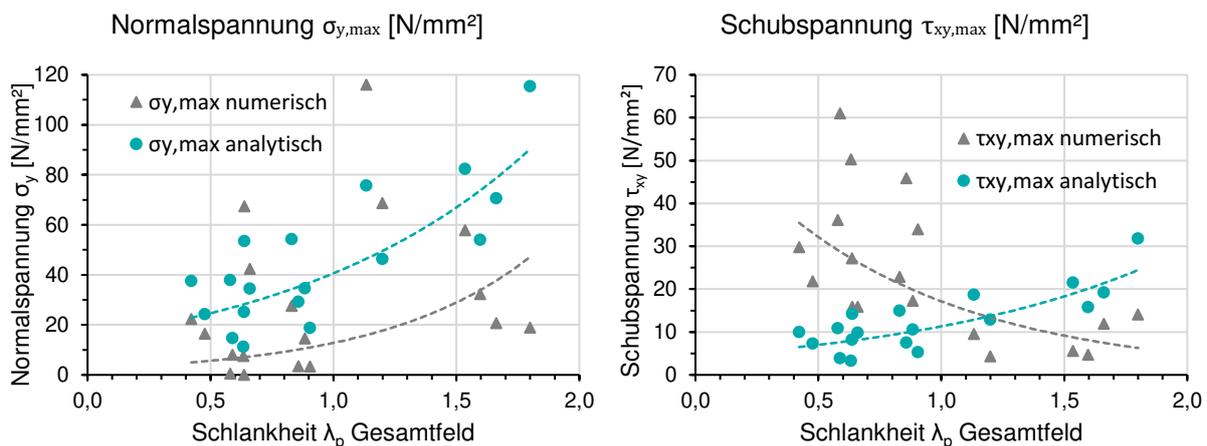
Im folgenden Absatz wird das zuvor vorgestellte Ersatzbelastungsverfahren auf die analytische Lösung nach Deng, Lee und Moy zur Ermittlung des Spannungszustandes in der Klebschicht angewendet und mit den Beanspruchungen gem. einer numerischen Berechnung verglichen.

Die Korrelation zwischen analytisch und numerisch ermittelten Spannungszuständen wird für die Parameter aus Tabelle 7.6 untersucht. Den Systemen wird 75% der Traglast nach dem Gesamtfeldbeulen als Längsdruck aufgegeben. Neben der Vorverformung w wird zusätzlich der Einfluss der Exzentrizität zwischen Belastungsebene in der Platte und Schwerpunktlage des Steifenquerschnitts auf den inneren Beanspruchungszustand der Klebschicht untersucht.

Tabelle 7.6: Parameter zur Überprüfung des Ersatzbelastungsverfahrens

Parameter	Werte
Seitenverhältnis α [-]	1,5; 2; 3
b/t – Verhältnis [-]	45; 70; 140
Blechdicke t [mm]	10, 15
Bezogene Steifigkeit der Längssteife γ [-]	25
Vorverformung w [mm]	$w_{o,pc}$; $w_{o,pc} + e_0$

Der Vergleich zwischen dem Beanspruchungszustand in der Klebschicht nach dem Ersatzbelastungsverfahren und der FE-Analyse wird auf Basis der maximalen Spannungen am Klebschichtende geführt und ist in Bild 7.11 zusammengefasst. Der numerisch ermittelte Beanspruchungszustand in der Klebschicht wird dabei gem. dem Vorgehen aus Kap. 6 auf halber Klebschichtdicke ausgewertet. Eine vollständige Übersicht der berechneten Spannungsverläufe findet sich in Anhang A7.

**Bild 7.11:** Vergleich zwischen dem Ersatzbelastungsverfahren und der FE-Analyse auf Basis der Normal- und Schubspannungen am Klebschichtende ohne e_0

Die Spannungszustände im Endbereich werden auf die Plattenschlankheit des Gesamtfeldes bezogen und weisen eine breite Streuung auf. Daher wird eine Trendlinie für alle analytisch oder numerisch ermittelten Datenpunkte eingetragen. Bei Betrachtung der Trendlinien, kann das Ersatzbelastungsverfahren die Normalspannungen auf der sicheren Seite liegend abbilden. Für ein Seitenverhältnis $\alpha = 1,5$ unterschätzt das Ersatzbelastungsverfahren jedoch die Spannungen in der Klebschicht, da für das kurze Beulfeld der Laststeigerungsfaktor α_{II} zur Berücksichtigung der Theorie II. Ordnung nicht ausreichend ist.

Die ermittelten Schubspannungen nach dem Ersatzbelastungsverfahren weisen unter Beachtung der Trendlinien keine Korrelation mit den numerisch ermittelten Spannungen auf. Dies ist auf die anteilige Längsdruckaufnahme der Steife zurück zu führen. Die Längssteife nimmt bei gedrungenen Beulfeldern im Vergleich zu schlanken Beulfeldern einen größeren Anteil der Längsdruckkraft auf. Die anteilige Längskraftaufnahme durch die Steife findet in dem Ersatzbelastungsverfahren keine

Berücksichtigung, weshalb das Ersatzbelastungsverfahren die Schubspannungen nicht ausreichend beschreiben kann.

Die analytischen und numerischen Spannungszustände sind in Bild 7.12 bei einer Berücksichtigung der Steifenexzentrizität e_0 dargestellt.

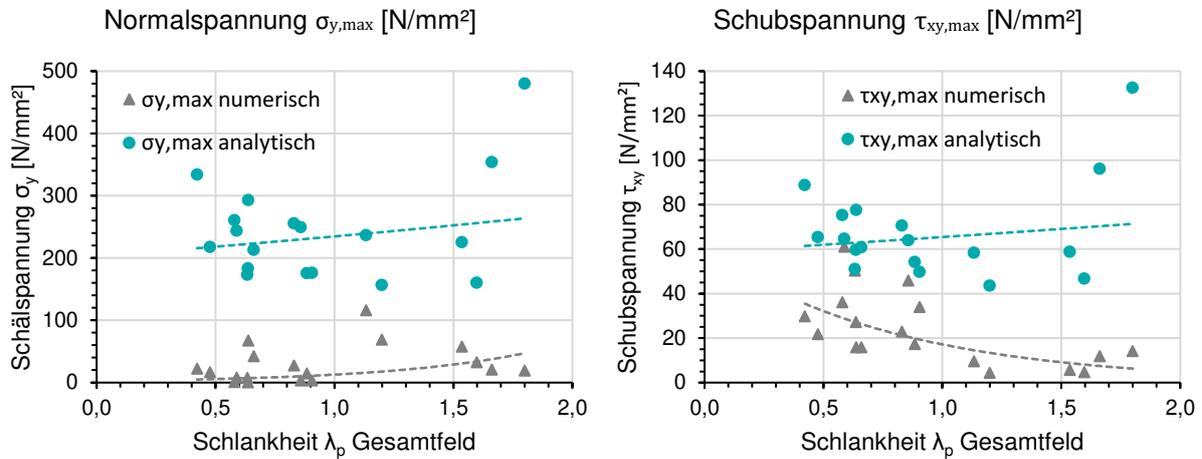


Bild 7.12: Vergleich zwischen dem Ersatzbelastungsverfahren und der FE-Analyse auf Basis der Normal- und Schubspannungen am Klebschichtende mit e_0

Die Berücksichtigung der Steifenexzentrizität e_0 bei Berechnung der inneren Beanspruchungen der Klebschicht nach dem Ersatzbelastungsverfahren weist im Vergleich zur FE-Analyse sehr konservative Ergebnisse auf. Die Normalspannungen werden bei Berücksichtigung der Exzentrizität jedoch deutlich überschätzt, sodass die Bemessung der Klebschicht nicht wirtschaftlich wäre.

In der vorliegenden Entwicklungsstufe kann das Ersatzbelastungsverfahren den inneren Beanspruchungszustand der Klebschicht infolge Beulaussteifung nicht ausreichend beschreiben. Eine sichere und wirtschaftliche Bemessung der Klebschicht auf Basis der analytisch ermittelten Beanspruchungen ist nicht gegeben. Es besteht weiterhin Forschungsbedarf in der Entwicklung analytischer Berechnungsverfahren. Insbesondere die Schubspannungsermittlung muss soweit angepasst werden, dass der anteiligen Längskraftaufnahme durch die Steife Rechnung getragen wird.

7.4 Untersuchungen an längsdruckbeanspruchten Platten

7.4.1 Hintergrund

Aus den vorherigen Untersuchungen geht hervor, dass eine sichere und wirtschaftliche Bemessung der Klebschicht anhand von analytisch berechneten Beanspruchungen nach einem Ersatzbelastungsverfahren nicht möglich ist. Daher wird nachfolgend die aussteifende Wirkung einer Längssteife an allseitig gelagerten auf Längsdruck beanspruchten Platten untersucht. Neben den Einflüssen der Klebeverbindung zwischen Längssteife und Platte auf die Beulnachweise wird die Tragsicherheit der Klebschicht unter einer beulaussteifenden Beanspruchung mit Hilfe der in Abs. 5.9 entwickelten Anstrengungshypothese und numerisch ermittelten Beanspruchungen der Klebschicht untersucht.

7.4.2 Versuchsprogramm, Herstellung und Versuchsdurchführung

Experimentelle Untersuchungen an beulgefährdeten Platten sind aufwendig und daher nicht für umfangreiche Parameterstudien geeignet. Nachfolgend werden ausschließlich auf konstantem Längsdruck beanspruchte Platten untersucht, da für diese Konfiguration die Plattenbeulnachweise eindeutig sind, siehe Bild 7.13.

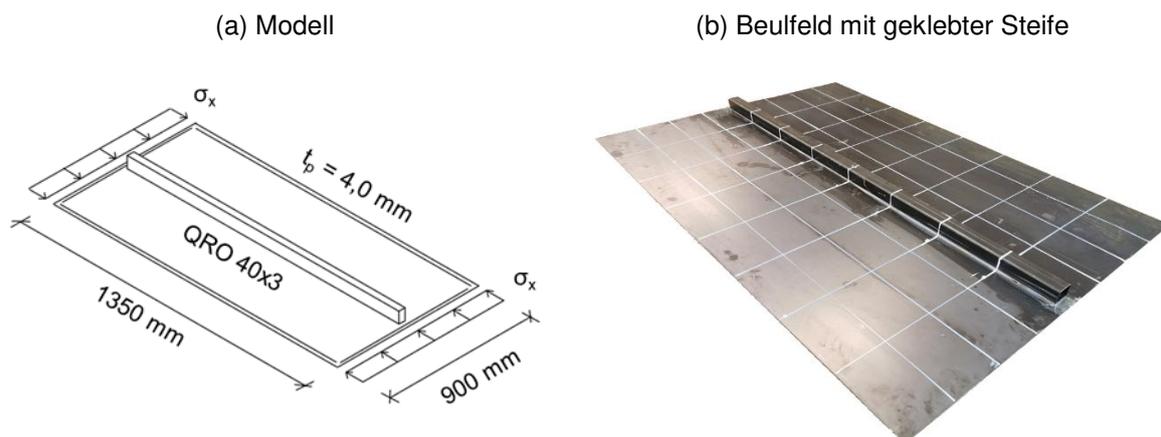


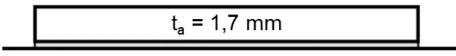
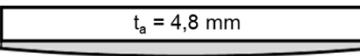
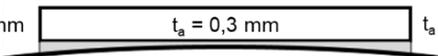
Bild 7.13: Beulfeld unter konstanter Längsdruckbeanspruchung

Die untersuchten Beulfelder weisen ein Seitenverhältnis von $\alpha = 1,5$ und ein Breiten zu Dickenverhältnis von $b/t = 225$ auf ($a = 1350$ mm, $b = 900$ mm und $t_p = 4$ mm). Die eingeklebte Längssteife weist eine Länge von $l = 1300$ mm auf. Der Randabstand der Längssteife überschreitet die Mindestanforderung von $a = 3 \cdot t$ gem. Abs. 3.3.3 aufgrund geometrischer Grenzen des Versuchsstands.

Die gewählte Blechdicke unterschreitet die Mindestanforderungen gem. der ZTV-ING [6] von 10 mm deutlich. Die schlanke Ausführung der Platte wird verwendet um eine hohe Beanspruchung der Klebschicht infolge beulaussteifender Wirkung hervorrufen.

Das Versuchsprogramm bildet unterschiedliche Imperfektionen ab, siehe Tabelle 7.7. Aufgrund der aufwendigen Versuchsdurchführung wird zur Reduzierung des Versuchsumfangs nur der Klebstoff A eingesetzt.

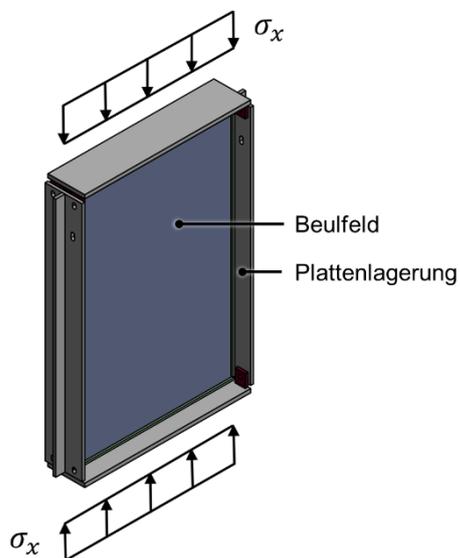
Tabelle 7.7: Versuchsprogramm längsdruckbeanspruchter Platten

Versuch	Klebstoff	Imperfektion	Steife	γ_{sl}
1	A		QRO 40x3	57
2	A		QRO 40x3	57
3	A		QRO 40x3	57

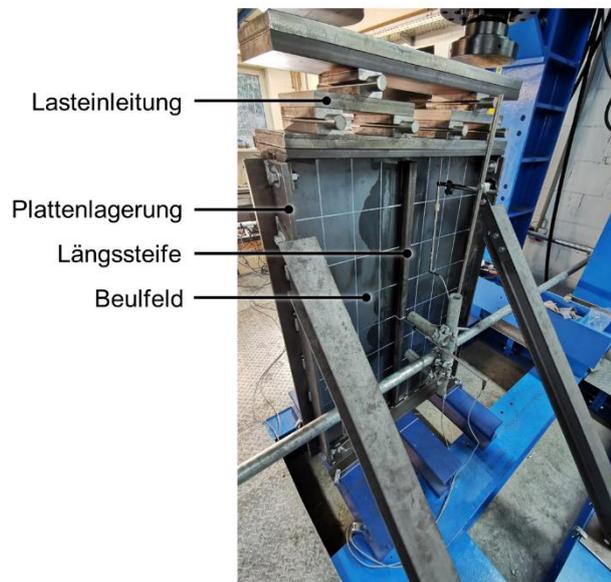
Zur Gewährleistung reproduzierbarer und gleichmäßiger Oberflächen wird die Vorbehandlung durch Reinigen, Strahlen und abschließender chemischer Reinigung nach Abs. 5.4.2 durchgeführt. Die Klebstoffapplikation erfolgt raupenförmig. Die Platten werden in ihrer Position für eine Aushärtezeit von 14 Tagen bei kontrolliertem Raumklima mit einer Temperatur von $23 \pm 2 \text{ °C}$ und $50 \pm 10\% \text{ r.F.}$ fixiert.

Das Beulfeld ist in der Versuchseinrichtung umlaufend gelenkig gelagert. Die Lasteinleitung erfolgt gleichmäßig verteilt über die Beulfeldbreite. Die Plattenlagerung kann sich im Lasteinleitungsbereich in Belastungsrichtung zwängungsfrei bewegen, sodass die Prüfkraft vollständig von der Platte aufgenommen wird, siehe Bild 7.14. Die Details zum Prüfaufbau finden sich in Anhang A8.

(a) Gelenkige Plattenlagerung



(b) Versuchsstand Plattenbeulen

**Bild 7.14:** Versuchsanordnung des auf Längsdruck beanspruchten Beulfeldes

Die Beanspruchung des Beulfeldes erfolgt weggesteuert mit einer konstanten Verformungsgeschwindigkeit von $0,1 \text{ mm/min}$. Die Verformung des Beulfeldes aus der Ebene wird lokal mit Wegaufnehmern und flächig mit einem 3D-Bildkorrelationssystem zeitsynchron mit der Prüfkraft erfasst.

7.4.3 Validierung der Versuchsanordnung

Die Annahmen einer gelenkigen Plattenlagerung und zwängungsfreien Lasteinleitung werden durch einen Vergleich zwischen den experimentellen Untersuchungen und der FE-Analyse (ANSYS 2021 R1) unter Ansatz von SOLID 186 Elementen an einer nicht ausgesteiften Platte sowie einer längsausgesteiften Platte überprüft. Das längsausgesteifte Beulfeld wird mit einer angeschweißten Flachstahlsteife (10x40 mm) ausgeführt, da so ein vorzeitiges Versagen der Verbindung ausgeschlossen werden kann.

Das nichtlineare Materialverhalten des Baustahls wird in der FE-Berechnung mit Hilfe eines multilinenen Materialmodells berücksichtigt. Es wird von einem isotropen Materialverhalten mit identischen mechanischen Eigenschaften in allen Richtungen ausgegangen, sodass die Eingangswerte für das Materialmodell von einer einachsigen Zugprüfung nach DIN EN ISO 6892-1 [30] abgeleitet werden können.

Empfehlungen zu Materialmodellen sind in DIN EN 1993-1-5 [21] und in der schwedischen Stahlbaunorm BSK 07 gegeben [46]. Das in der DIN EN 1993-1-5 enthaltene bilineare Materialmodell ist für FE-Analysen vorgesehen, bei denen das tatsächliche Spannungs-Dehnungs-Verhalten unbekannt ist. Liegt die tatsächliche Spannungs-Dehnungs-Linie vor, kann diese alternativ 1:1 abgebildet werden. Dabei sind wahre Spannungen und Dehnungen zu verwenden, um der Verjüngung des Querschnitts nahe des Bruchs Rechnung zu tragen, siehe Bild 7.15 a. Alternativ zur wahren Spannungs-Dehnungs-Linie findet sich in BSK 07 ein vereinfachtes multilinenes Materialmodell, siehe Bild 7.15 b.

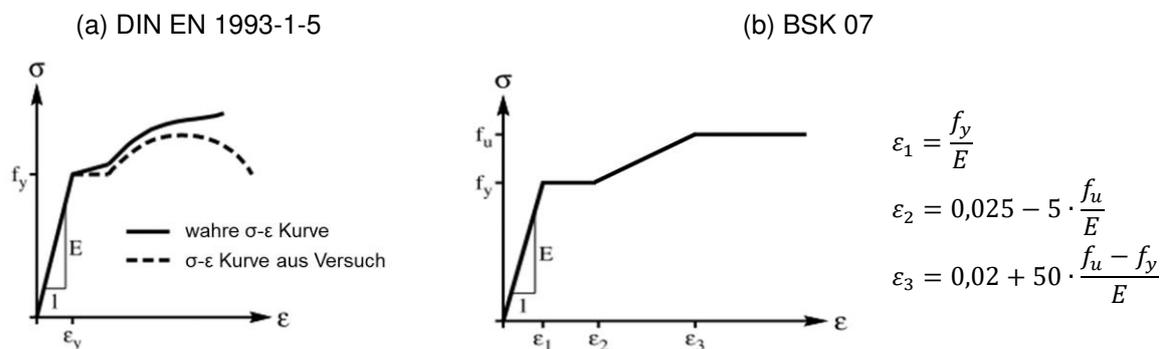


Bild 7.15: Multilinerare Materialmodelle für Stahl nach DIN EN 1993-1-5 und BSK 07

Die wahren Spannungen und Dehnungen berechnen sich nach Gl. (7.13) und (7.14).

$$\sigma_{wahr} = \sigma \cdot (1 + \varepsilon) \quad (7.13)$$

$$\varepsilon_{wahr} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (7.14)$$

Die FE-Simulation der Beulversuche erfolgt unter Anwendung des Materialmodells nach BSK 07, da dieses aufgrund der einfachen Implementierung eine stabile numerische Berechnung ermöglicht.

Der aus Zugversuchen ermittelte E-Modul beträgt $E = 216600 \text{ N/mm}^2$, die Fließgrenze $f_y = R_{eL} = 281 \text{ N/mm}^2$ und die Streckgrenze $f_u = R_m = 400 \text{ N/mm}^2$. Die Klebschicht wird mit einem linear elastischen Materialmodell für isotropes Verhalten mit den Elastizitätseigenschaften nach Abs. 5.6 abgebildet.

Die geometrische Imperfektion des Beulfeldes vor Versuchsdurchführung ist in Bild 7.16 dargestellt. Dabei weist die längs ausgesteifte Platte eine Vorkrümmung in Richtung der Plattenseite ohne Längssteife auf und die nicht ausgesteifte Platte in die entgegen gesetzte Richtung. Die Aufnahme des 3D-Bildkorrelationssystems zeigt die nicht ausgesteifte Plattenseite.

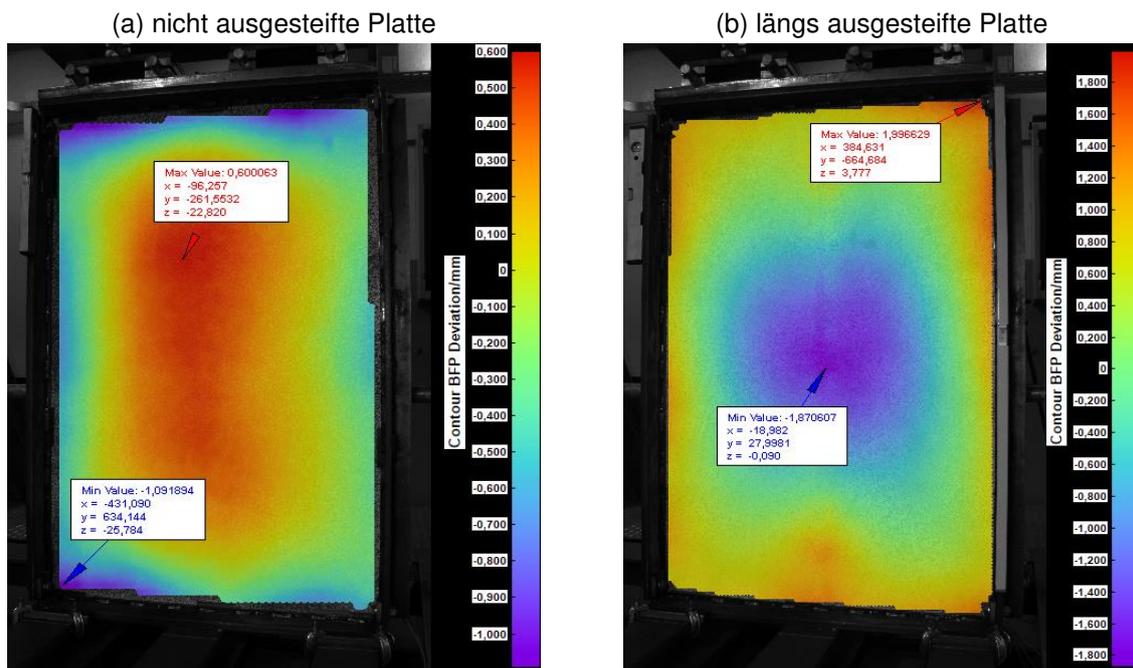


Bild 7.16: Geometrische Imperfektion vor Versuchsdurchführung des nicht ausgesteiften und des längs ausgesteiften Beulfelds

Das experimentelle und numerische Kraft-Verformungs-Verhalten aus der Ebene ist in Bild 7.17 dargestellt. Die FE-Analyse kann die maximale Traglast unter Ansatz eines multilinearen Materialmodells gut abbilden.

Das Kraft-Verformungs-Verhalten der nicht ausgesteiften Platte weist zu Beginn des Versuchs ein steiferes Verformungsverhalten als die FE-Analyse auf, was auf eine geringe Einspannwirkung der Versuchseinrichtung zurückzuführen ist. Der Versuch an der längs ausgesteiften Platte weist zu Versuchsbeginn eine größere negative Verformung als die FE-Analyse auf, welche sich bei zunehmender Last jedoch auch in der FE-Analyse ausbildet. Auch für dieses System wird angenommen, dass die aus der Versuchseinrichtung resultierende Einspannwirkung zu den Abweichungen führt.

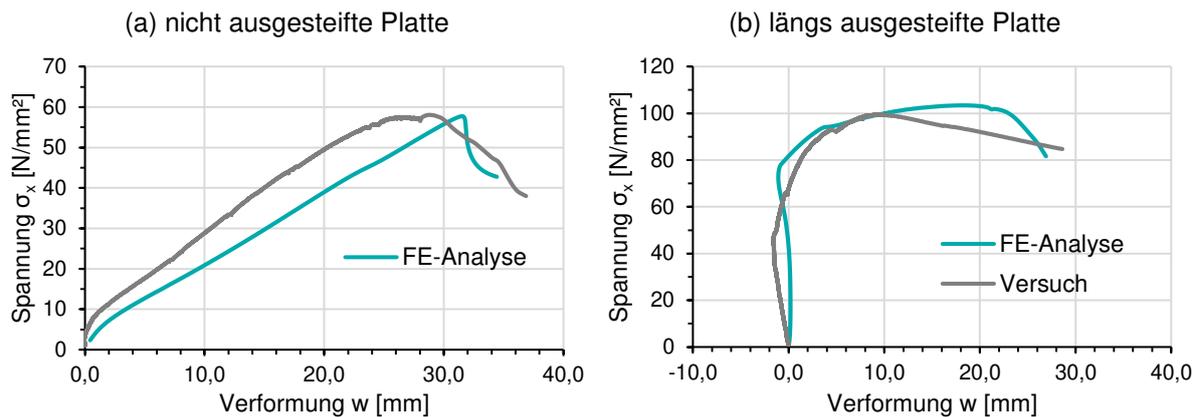


Bild 7.17: Kraftverformungsverhalten der Beulfelder aus dem Versuch und der FE-Analyse für die Verformung aus der Ebene in Feldmitte

In Tabelle 7.8 findet sich ein Vergleich zwischen experimentell, numerisch und analytisch ermittelter maximaler Spannung. Die analytische Traglast wird nach DIN EN 1993-1-5 unter Anwendung des Verfahrens mit reduzierten Spannungen, dem Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_{M1} = 1,1$ und der Fließgrenze $f_y = 281 \text{ N/mm}^2$ ermittelt. Die Berechnung der analytischen Traglast findet sich in Anhang A9.

Die maximale Traglast der nicht ausgesteiften Platte aus Versuch und Numerik weist eine nahezu identische Last wie die analytisch bestimmte Traglast auf. Ohne Ansatz des überkritischen Tragverhaltens nach Abs. 3.1.3 wäre diese Traglast nicht zu erreichen. Die analytische Traglast der längsausgesteiften Platte nach DIN EN 1993-1-5 liegt hingegen deutlich auf der sicheren Seite.

Tabelle 7.8: Maximale Spannungen aus Versuch und Numerik in Vergleich mit der analytischen Untersuchung nach DIN EN 1993-1-5

Beulfeld	σ_{Versuch} [N/mm ²]	σ_{FE} [N/mm ²]	$\sigma_{\text{cr,p}}$ [N/mm ²]	$\sigma_{\text{cr,c}}$ [N/mm ²]	$\sigma_{\text{max,EC3}}$ [N/mm ²]
nicht ausgesteift	58,1 -1,7 %*	57,7 -2,4 %*	16,8	1,7	59,1
längs ausgesteift	99,4 +27,9 %*	103,4 +33,1 %*	121,2	114,2	77,7

* Die Bewertung in % findet ausgehend von der Traglast nach DIN EN 1993-1-5 (EC3) statt.

Das Beultragverhalten kann experimentell an einem nicht ausgesteiften Beulfeld und einem längsausgesteiften Beulfeld gut abgebildet werden. Das Kraft-Verformungsverhalten und die maximale Traglast können mit geringfügigen Abweichungen von der FE-Analyse nachgebildet werden. Der Versuchsstand ist demnach zur Durchführung an ausgesteiften Platten geeignet.

7.4.4 Versuche an Platten mit geklebter Längsaussteifung

7.4.4.1 Versuch 1 – Klebstoff A, Steife QRO40x3, konvexe Imperfektion

Die Platte für den Versuch 1 wurde bei der Herstellung so verformt, dass in den Endbereichen der Klebschicht eine Klebschichtdicke von $t_a = 4,8$ mm und in der Steifenmitte eine Dicke von $t_a = 0,3$ mm vorliegt. Der Einbau des infolge der Herstellung einachsig gekrümmten Beulfeldes in die Versuchseinrichtung führt zu einer zweiachsig gekrümmten Platte, damit die Plattenränder in einer Ebene liegen. Hieraus ergibt sich die geometrische Imperfektion des Beulfeldes gem. Bild 7.18. Die vorliegende Vorkrümmung überschreitet die Herstellungstoleranz für ausgesteifte Platten nach EN 1090-2 von $a/400 = 3,375$ mm um 1,425 mm, sodass eine geringere Traglast als mit einer Vorkrümmung von $a/400$ nach DIN EN 1993-1-5 erwartet wird.

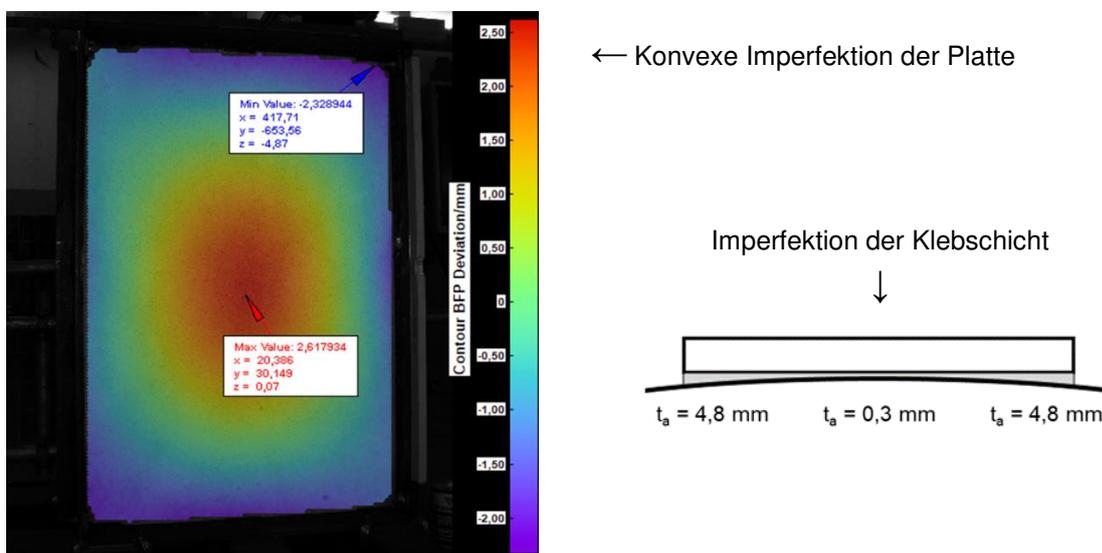


Bild 7.18: Geometrische Imperfektion der Platte und Klebschicht von Versuch 1

Das Last-Verformungsdiagramm, siehe Bild 7.19 a, erreicht bei einer Spannung von $\sigma_x = 111,7$ N/mm² ein Fließplateau. Mit zunehmender Verformung fällt die aufnehmbare Beanspruchung ab, bis der Klebschichtbruch eintritt.

Die Diskrepanz zwischen Versuchskurve und FE-Analyse resultiert aus nicht zu erfassenden Randbedingungen des Versuchsstands. Eine ideal gelenkige Lagerung ist praktisch nicht realisierbar, sodass die Randbedingungen der FE-Analyse soweit angepasst werden müssen, bis das Last-Verformungsverhalten des Versuchs durch die FE-Analyse abgebildet werden kann. Diese Randbedingungen müssen in der FE-Analyse konstant bleiben, wohingegen sich die Lagerungsbedingungen im Versuch bei großer Verformung minimal verändern können und so das Tragverhalten beeinflussen.

Die Verformung der Platte aus der Ebene vor dem Klebschichtbruch ist in Bild 7.19 b dargestellt und zeigt deutlich die plastizierten Bereiche der Platte.

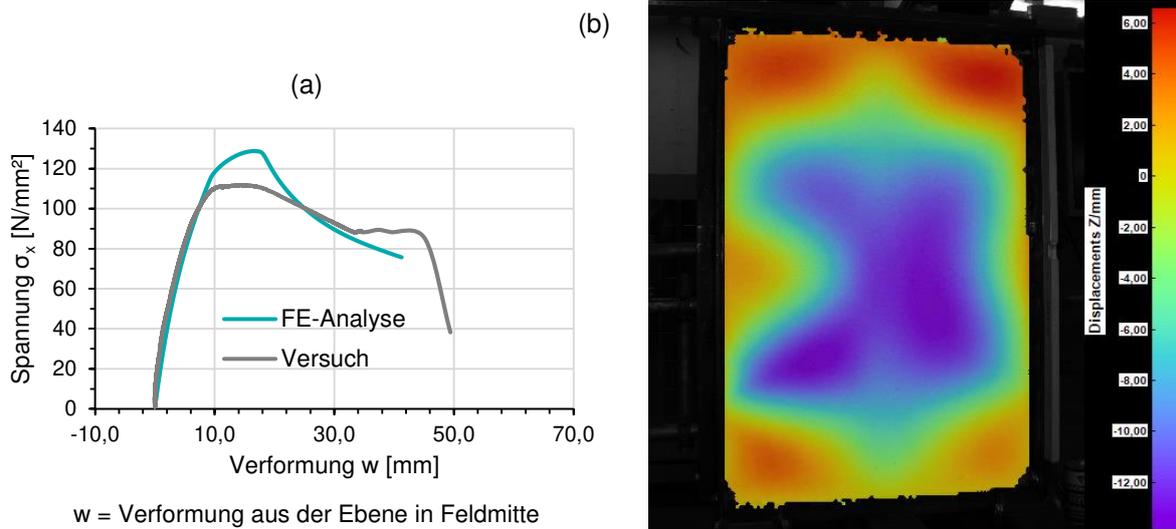


Bild 7.19: (a) Kraftverformungsverhalten des Versuch 1
(b) Verformung aus der Ebene unmittelbar vor dem Klebschichtbruch

Der innere Beanspruchungszustand der Klebschicht wird numerisch berechnet. Diese wird geometrisch und materiell nichtlinear unter Ansatz der gemessenen Vorverformung der Platte und Klebschicht gem. Bild 7.18 durchgeführt.

Der numerisch berechnete Beanspruchungszustand in der Klebschicht beim Erreichen des experimentell ermittelten ersten Fließplateaus ist in Bild 7.20 dargestellt. Die Bruchbedingung ist für den ermittelten Spannungszustand am Querrand mit 0,66 erfüllt, vgl. Gl. (7.15).

$$\frac{25,5}{41,0} + \left(\frac{3,6}{19,0}\right)^2 = 0,66 \quad (7.15)$$

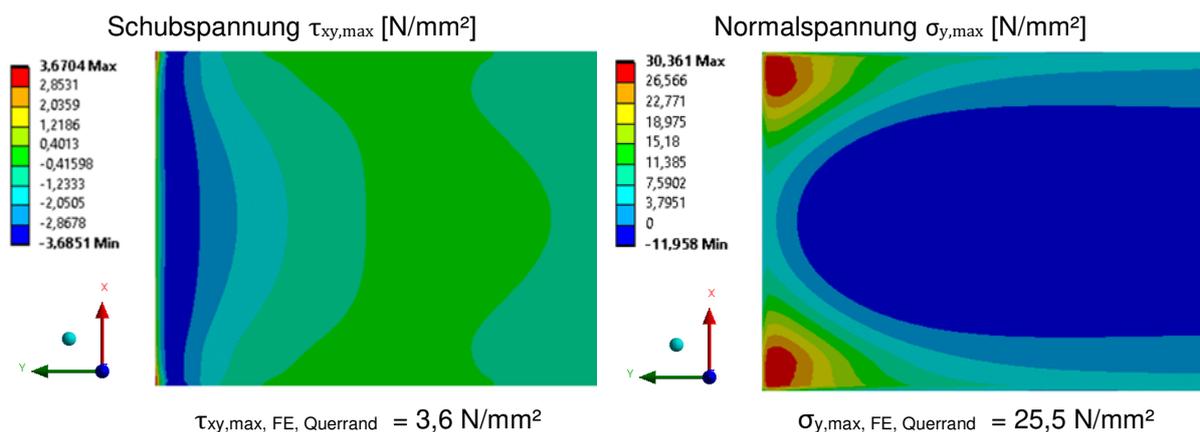


Bild 7.20: Numerisch ermittelter Schub- und Normalspannungszustand bei Versuch 1 am Klebschichtende zum Fließbeginn

Der Klebschichtbruch wird in der FE-Analyse mit Erreichen des zweiten Fließplateaus angenommen. Zu diesem Zeitpunkt ergeben sich die numerisch ermittelten Spannungen in der Klebschicht gem. Bild 7.21. Die Bruchbedingung wird für diesen Beanspruchungszustand überschritten, vgl. Gl. (7.16).

$$\frac{51,2}{41,0} + \left(\frac{10,5}{19,0}\right)^2 = 1,55 \quad (7.16)$$

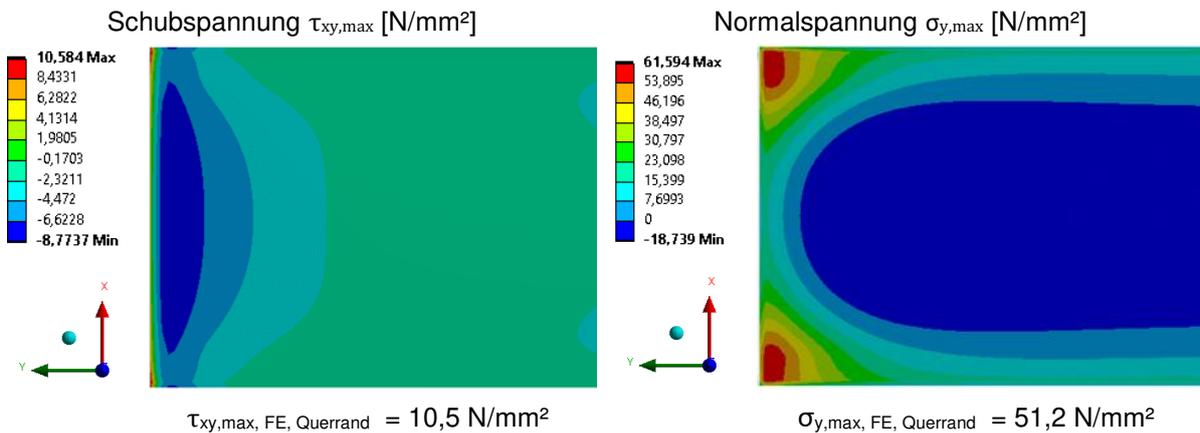


Bild 7.21: Numerisch ermittelter Schub- und Normalspannungszustand bei Versuch 1 am Klebschichtende zum Klebschichtbruch

Der Beulversuch 1 zeigt, dass bei ausreichend großer Klebschichtdicke die Spannungen in den Endbereichen der Klebschicht begrenzt werden können, sodass ein Plastizieren des Beulfeldes möglich ist. Der Klebschichtbruch kann mit der Bruchbedingung auf der sicheren Seite liegend abgeschätzt werden.

7.4.4.2 Versuch 2 – Klebstoff A, Steife QRO40x3, Konkave Imperfektion

Die Platte des Versuch 2 wurde bei der Herstellung so verformt, dass in den Endbereichen der Klebschicht eine Klebschichtdicke von $t_a = 0,3$ mm und in der Steifenmitte eine Dicke von $t_a = 4,8$ mm vorliegt. Der Einbau der infolge der Herstellung einachsig gekrümmten Platte in die Versuchseinrichtung führt zu einer zweiachsig gekrümmten Platte, da die Plattenränder in einer Ebene liegen müssen. Hieraus ergibt sich die geometrische Imperfektion des Beulfeldes, gem. Bild 7.22.

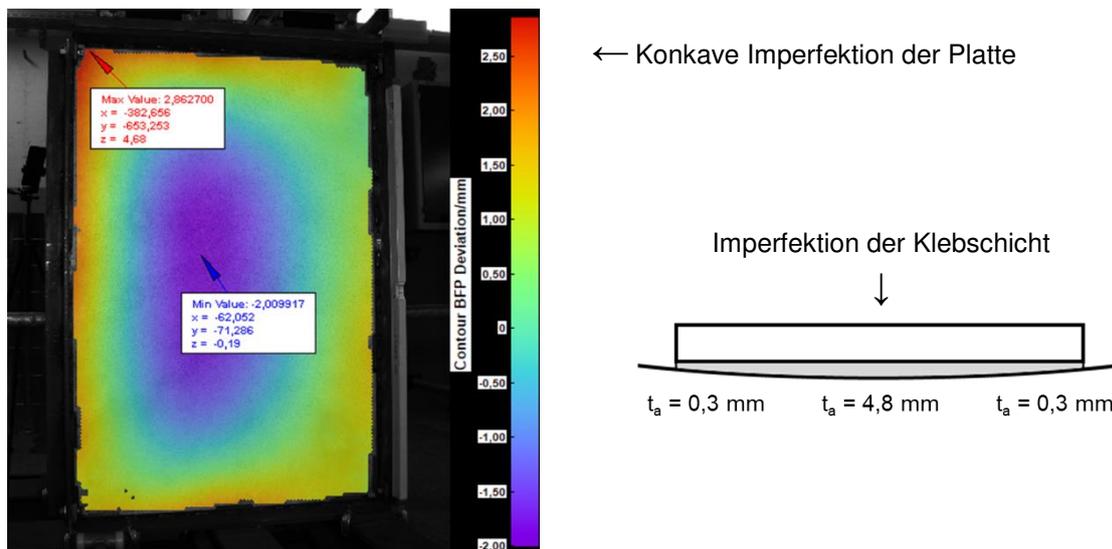


Bild 7.22: Geometrische Imperfektion der Platte und Klebschicht von Versuch 2

Aufgrund der konkaven Imperfektion der Platte wird eine Verformung des Beulfeldes in Richtung der Vorkrümmung erwartet. Das Versatzmoment aus der exzentrisch zum Steifenquerschnitt angreifenden Längsdruckbeanspruchung führt jedoch zunächst zu keiner Auslenkung des Beulfeldes aus der Ebene, siehe Bild 7.23.

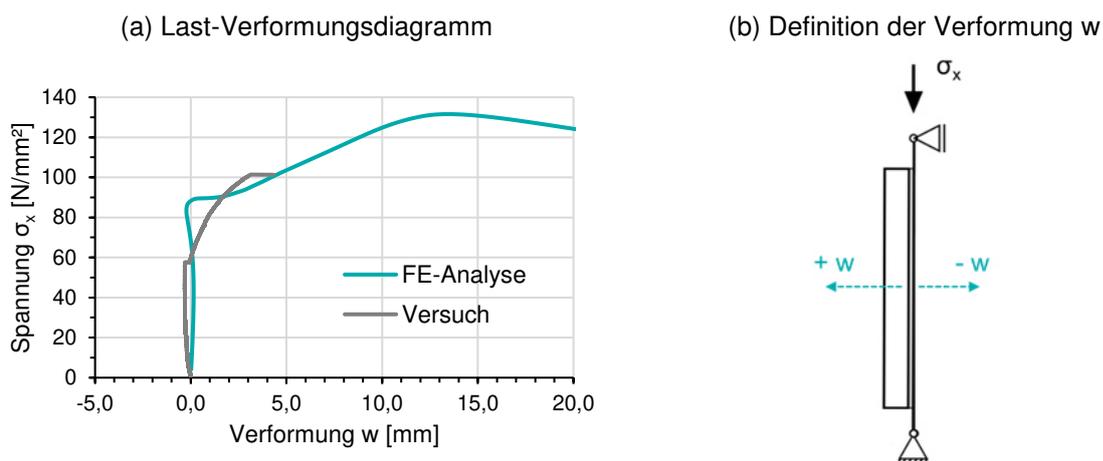


Bild 7.23: Last-Verformungsdiagramm des Versuch 2 in Vergleich mit der FE-Analyse (w = Verformung aus der Ebene in Feldmitte)

Mit zunehmender Beanspruchung überwiegt das Versatzmoment der exzentrisch zum Steifenquerschnitt angreifenden Längsdruckbeanspruchung, sodass die Verformung aus der Ebene in Richtung des Steifenquerschnittes erfolgt. Der Wechsel von

negativer Plattenverformung infolge konkaver Imperfektion zur positiven Plattenverformung ist ebenfalls in dem Vorversuch an einer geschweißten Steife aus Abs. 7.4.3 zu erkennen. Der Klebschichtbruch tritt bei einer einwirkenden Längsspannung von $\sigma_x = 101,4 \text{ N/mm}^2$ ein.

Die Berechnung des inneren Beanspruchungszustands der Klebschicht erfolgt numerisch gem. Abs. 7.4.3 geometrisch und materiell nichtlinear unter Ansatz der gemessenen Vorverformung der Platte und Klebschicht gem. Bild 7.22. Ideale Lagerungsbedingungen sind praktisch nicht umsetzbar, da gewisse Einspan- und Stützeffekte nicht auszuschließen sind. Die Randbedingungen der FE-Analyse werden daher systematisch angepasst, sodass das Last-Verformungsverhalten des Versuchs durch die FE-Analyse abgebildet werden kann.

Die Diskrepanz zwischen der Versuchskurve und der FE-Analyse, siehe Bild 7.23, lässt sich auf das lokale Beulverhalten zurückführen. In der FE-Analyse bildet sich eine dreiwellige Beulfigur der Teilfelder aus. Im Versuch bildet sich hingegen im linken Teilfeld eine vierwellige Beulfigur und im rechten Teilfeld eine dreiwellige Beulfigur aus, siehe Bild 7.24. Die geringfügig größere Gesamtverformung des Versuchs kann demnach auf die unterschiedlichen lokalen Beulverformungen zurückgeführt werden, welche aus nicht zu erfassenden Störeinflüssen resultieren.

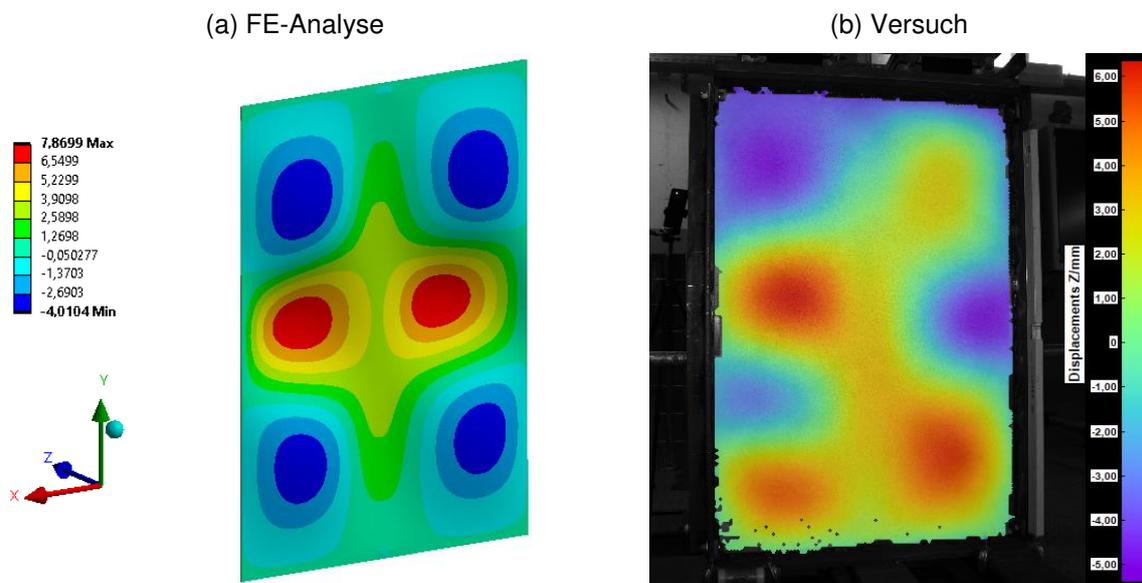


Bild 7.24: Verformung des Versuch 2 zum Zeitpunkt des Klebschichtbruchs nach der FE-Analyse (a) und dem Versuch (b)

Die zum Zeitpunkt des Klebschichtbruchs vorliegenden Spannungszustände in der Klebschicht sind in Bild 7.25 und Bild 7.26 dargestellt.

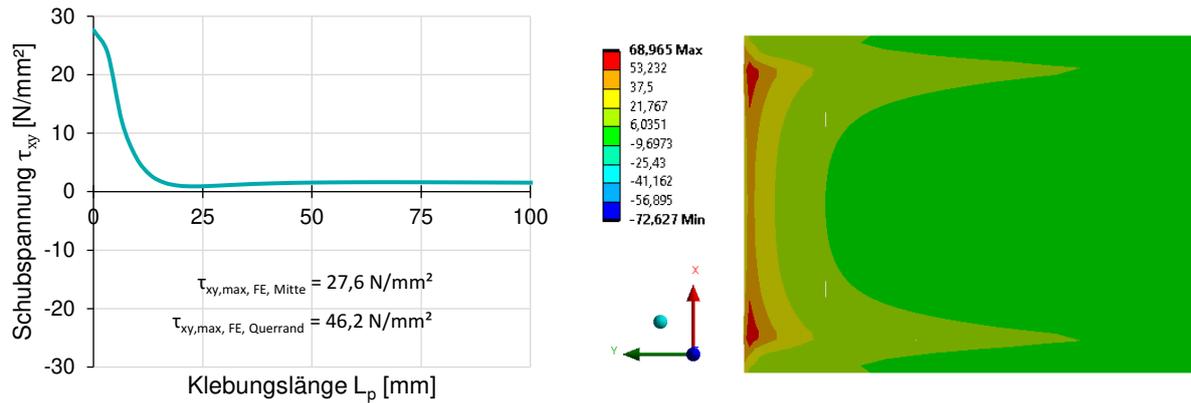


Bild 7.25: Numerisch ermittelter Schubspannungszustand des Versuch 2 am Klebschichtende (rechts) und für den Pfad in Klebschichtmitte (links)

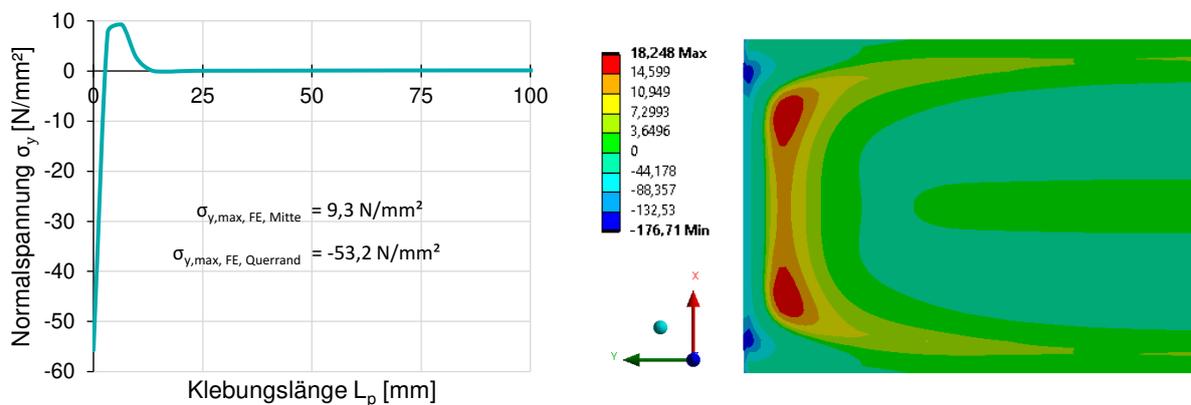


Bild 7.26: Numerisch ermittelter Normalspannungszustand des Versuch 2 am Klebschichtende (rechts) und für den Pfad in Klebschichtmitte (links)

Aufgrund der geringen Verformung des Beulfelds aus der Ebene führt das lokale Beulen der Teilfelder zu einer Konzentration der Längsdruckkraft auf den ausgesteiften Plattenbereich. Die Beulsteife nimmt aufgrund des lokalen Beulens der Teilfelder anteilig die Längsdruckkraft auf, sodass in den Steifenendbereichen hohe Schubspannungen wirken. Die geringe Klebschichtdicke und das damit verbundene geringe Verformungsvermögen der Klebschicht führt zu hohen Schubspannungen in den Endbereichen der Klebschicht, siehe Bild 7.25.

Die Druckspannungen am Steifenende resultieren aus der gegensätzlichen Verformung der unausgesteiften Platte vor dem Steifenquerschnitt in Bezug auf die in positiver Richtung verformende Steife. Diese negative Verformung des unausgesteiften Randstreifens resultiert aus der konkaven Imperfektion. Die Druckspannungen werden für die Tragsicherheit der Klebschicht auf der sicheren Seite liegend mit $\sigma_y = 0$ angenommen.

Bei Anwendung der ermittelten Spannungen am Klebschichttrand auf die Bruchbedingung, wird diese aufgrund der hohen Schubspannungen deutlich überschritten, siehe Gl. (7.17).

$$\frac{0}{41,0} + \left(\frac{46,2}{27,5}\right)^2 = 2,82 \quad (7.17)$$

7.4.4.3 Versuch 3 – Klebstoff A, Steife QRO40x3, ohne zusätzliche Imperfektion

Das Beulfeld von Versuch 3 wurde ohne Imperfektionen hergestellt. Die konstante Klebschichtdicke von 1,7 mm, liegt 0,3 mm unterhalb der Zieldicke von 2,0 mm, was auf Maßabweichungen der verwendeten Abstandshalter zurück zu führen ist. Nach dem Einbau des Beulfeldes in die Versuchseinrichtung stellte sich dennoch eine geringe Imperfektion ein, siehe Bild 7.27.

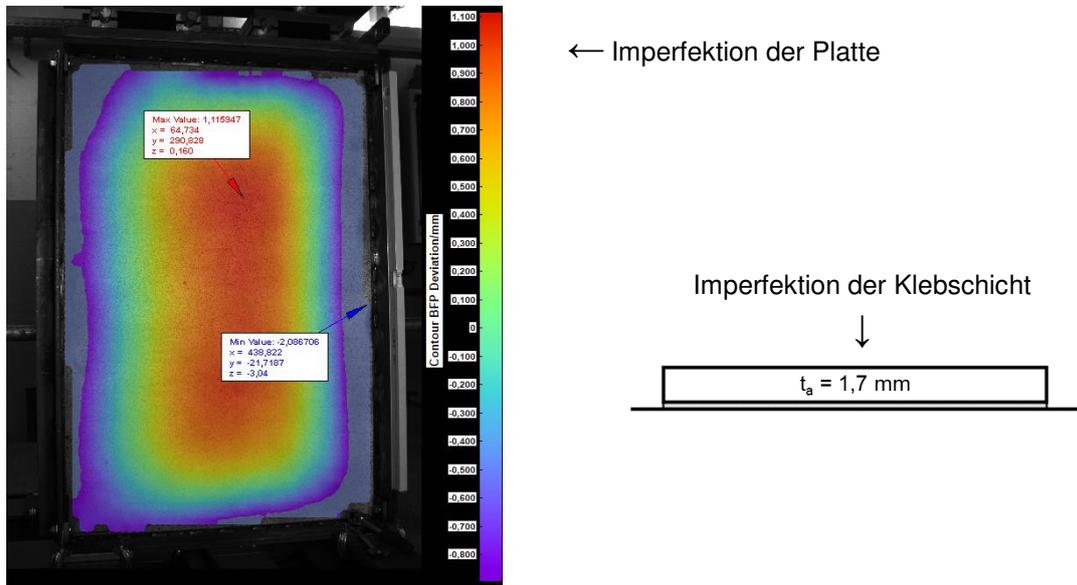


Bild 7.27: Geometrische Imperfektion der Platte und Klebschicht von Versuch 3

Das Last-Verformungsdiagramm des Versuchs ist in Bild 7.28 a dargestellt und erreicht bei einer Längsdruckbeanspruchung von $\sigma_x = 126,8 \text{ N/mm}^2$ die maximale Traglast, bei welcher der Klebschichtbruch eintritt. Das Verformungsverhalten des Versuchs konnte mit der FE-Analyse nicht nachvollzogen werden. Der Versuch folgt einem deutlich steiferen Last-Verformungsverhalten als erwartet. Ursache hierfür sind nicht zu erfassende Störeinflüsse.

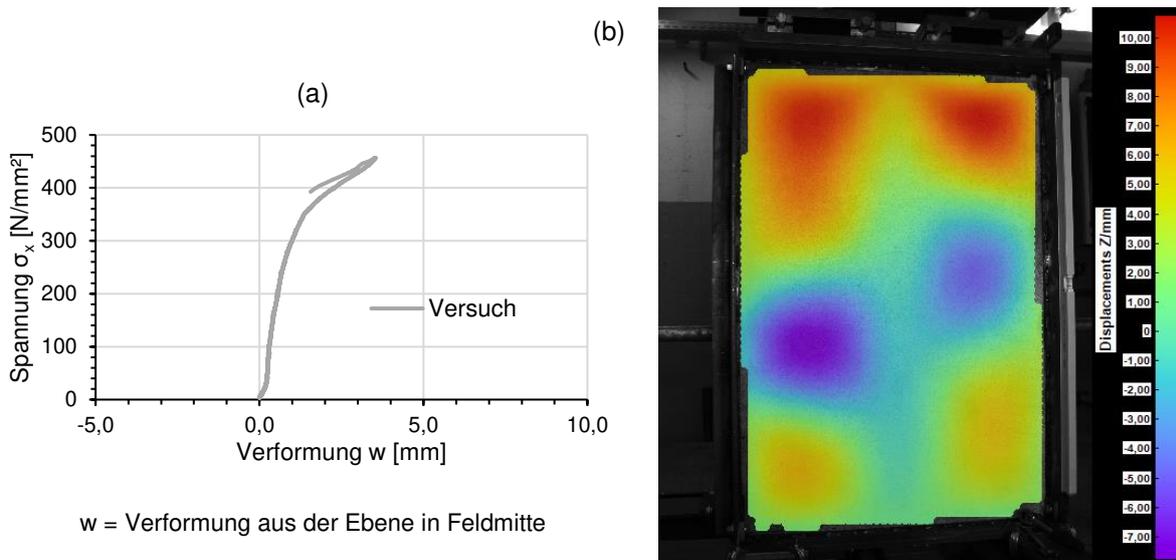


Bild 7.28: (a) Kraftverformungsverhalten des Versuch 3
(b) Verformung aus der Ebene unmittelbar vor dem Klebschichtbruch

Das Beulfeld weist eine sehr geringe geometrische Imperfektion auf, weshalb eine hohe Laststeigerung ohne nennenswerte Verformung der Platte stattfindet. Die anschließend flachere Kraft-Verformungskurve kann auf das lokale Beulen der Teilfelder zurückgeführt werden. Die Verformungszustand der Platte aus der Ebene unmittelbar vor dem Klebschichtbruch, siehe Bild 7.28 b, zeigt ein ausgeprägtes lokales Beulen der Teilfelder und eine nahezu unverformte Plattenmitte im Bereich der Längssteife auf.

Das lokale Beulen führt zu einer Konzentration der Längsdruckkraft auf den Steifenquerschnitt ähnlich zu Versuch 2, sodass in den Steifenendbereichen hohe Schubspannungen wirken. Für den Versuch 3 liegt eine dickere Klebschicht in den Endbereichen vor. Die im Vergleich zum Versuch 2 höhere Traglast des Versuch 3 lässt sich somit auf das größere Verformungspotential der dickeren Klebschicht und den damit verbundenen geringeren Schubspannungen im Endbereich zurückführen.

7.4.4.4 Zusammenfassung der Beulversuche

Der Beulversuch 1 zeigt, dass bei ausreichend großer Klebschichtdicke die Spannungen in den Endbereichen der Klebschicht begrenzt werden können, sodass sogar ein Plastizieren des Beulfeldes möglich ist. Der Klebschichtbruch kann mit der Bruchbedingung auf der sicheren Seite liegend abgeschätzt werden.

Der Versuch 2 macht deutlich, dass bei geringer Klebschichtdicke im Endbereich aufgrund fehlendem Verformungspotential der Klebschicht hohe Spannungszustände im Endbereich auftreten. Die konkave Vorkrümmung des Beulfeldes führt zu einer geringen Beulverformung bei hoher Kraftaufnahme, sodass lokales Beulen der Teilfelder auftreten kann. Das lokale Beulen führt zu einer Konzentration der Längsdruckkraft auf den Steifenquerschnitt, sodass in den Steifenendbereichen hohe Schubspannungen wirken.

Das Beulfeld von Versuch 3 weist keine geometrischen Imperfektionen auf und weist dementsprechend, ähnlich zum Versuch 2, eine geringe Beulverformung auf. Im Gegensatz zu Versuch 2 weist Versuch 3 eine dickere Klebschichtdicke mit größerem Verformungspotential auf, sodass die Spannungsspitze im Endbereich geringer ausfällt und die experimentell ermittelte Traglast höher ist.

In Tabelle 7.9 werden die experimentell und numerisch ermittelten Traglasten mit der analytischen Beultraglast nach DIN EN 1993-1-5 verglichen. Die detaillierte Berechnung der Beultraglast findet sich in Anhang A9.

Tabelle 7.9: Maximale Spannungen aus Versuch und Numerik in Vergleich mit der analytischen Untersuchung nach DIN EN 1993-1-5 an geklebten Beulsteifen

Versuch	σ_{Versuch} [N/mm ²]	σ_{FE} [N/mm ²]	$\sigma_{\text{max,EC3}}$ [N/mm ²]
1	111,7	128,7	105,8
2	101,4	131,6	105,8
3	126,8		105,8

Die experimentell ermittelte Traglast sowie die maximale Traglast der numerischen Versuchsnachrechnung übersteigen bis auf den Versuch 2 die analytische Beultraglast nach DIN EN 1993-1-5. Das analytische Verfahren nach DIN EN 1993-1-5 kann das Tragverhalten von mittels geklebter Längssteifen ausgesteifter Platten auf der sicheren Seite liegend abbilden, obwohl die zulässige Vorverformung der Versuchskörper die zulässige Herstellungstoleranz gem. EN 1090-2 übersteigt.

7.4.5 Untersuchung zusätzlicher Endverstärkungen

7.4.5.1 Hintergrund

Das Konstruktionsdetail am Ende des Verstärkungsquerschnittes ist entscheidend für die Tragfähigkeit einer Klebschicht. Eine Begrenzung der nicht ausgesteiften Länge zwischen Steifenquerschnitt und Querträger bzw. die Verstärkung des Steifenquerschnittes im Endbereich mit Hilfe einer Endsicherung kann den inneren Beanspruchungszustand der Klebschicht deutlich reduzieren. Die untersuchte Endsicherung in Abs. 6.5 hat jedoch den Nachteil, dass die erforderliche Vorspannung der Befestigungsschrauben zu einer Vorbeanspruchung der Klebschicht führt und so die Beanspruchbarkeit der Endsicherung gemindert ist.

In Abs. 4.3 wurden zwei weitere Varianten zur konstruktiven Ausbildung des Steifenendes vorgestellt. Beide Varianten verfolgen das Ziel einer Vermeidung hoher Spannungsspitzen am Steifenende. Diese Varianten werden im vorliegenden Abschnitt in einer FE-Analyse untersucht. Das zu Grunde gelegte statische System entspricht dem experimentell untersuchten Beulfeld. Der Randabstand der Längssteife wird mit $a = 1,0 \cdot t$, die globale geometrische Imperfektion mit $w_{0p} = a/400 = 3,375 \text{ mm}$ und die Klebschichtdicke in den Endbereichen mit $t_a = 4,0 \text{ mm}$ gewählt, s.a. Bild 7.29. Die numerische Untersuchung wird geometrisch und materiell nichtlinear durchgeführt.

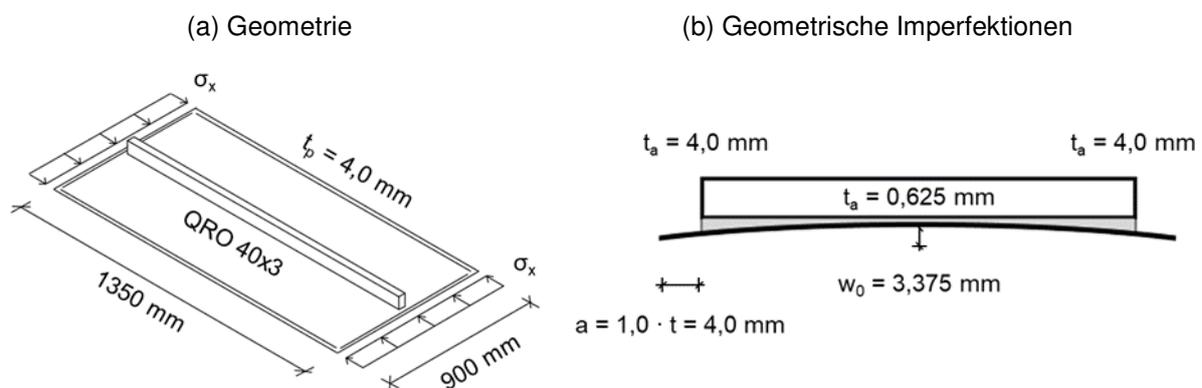


Bild 7.29: Geometrie und Verformungszustand der längsdruck beanspruchten Platte zur Untersuchung des Beanspruchungszustandes in der Klebschicht

Ziel der numerischen Untersuchungen an alternativen Konstruktionsdetails der Längssteife ist der Nachweis, dass der innere Beanspruchungszustand in der Klebschicht infolge einer zusätzlichen Endverstärkung deutlich reduziert werden kann bzw. der Beanspruchungszustand für die Tragsicherheit der Klebschicht vernachlässigbar klein ist.

Das untersuchte System ist mit einem Breiten-Dickenverhältnis von $b/t = 225$ sehr schlank, sodass die Beanspruchung der Steife und Klebschicht infolge beulaussteifender Wirkung sehr groß ausfällt und eine Übertragung der Ergebnisse auf weniger schlanke Brückenquerschnitte auf der sicheren Seite liegt.

7.4.5.2 Einfluss der Randbedingungen ohne konstruktive Maßnahmen

In der FE-Analyse werden zunächst die Auswirkungen einer großen Klebschichtdicke in den Endbereichen sowie eines geringen Randabstandes $a = 1,0 \cdot t$ ohne weitere konstruktive Maßnahmen untersucht. Das Last-Verformungs-Diagramm des Beulfeldes ist in Bild 7.30 dargestellt.

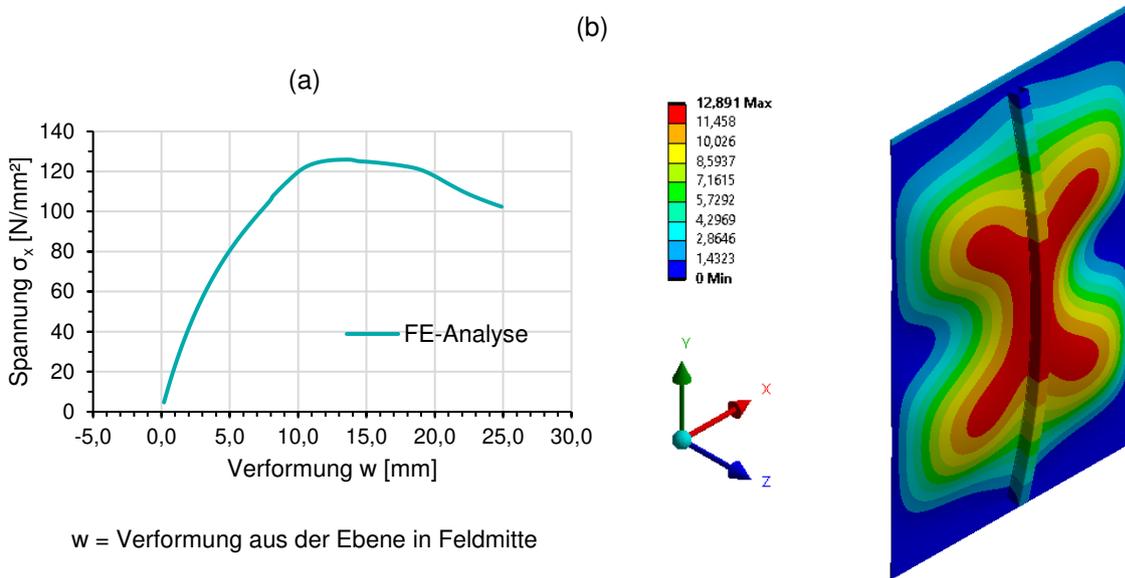


Bild 7.30: (a) Kraftverformungsverhalten des Beulfeldes
(b) Maximale Verformung aus der Ebene nach der FE-Analyse

Der innere Beanspruchungszustand der Klebschicht ist in Bild 7.31 dargestellt. Der geringe Randabstand der Längssteife reduziert den Spannungszustand der Klebschicht deutlich. Die Anwendung der Bruchbedingung auf den Beanspruchungszustand am Längsrand ist mit 0,26 gem. Gl. (7.19) erfüllt.

$$\frac{9,8}{41,0} + \left(\frac{2,9}{19,0}\right)^2 = 0,26 \tag{7.18}$$

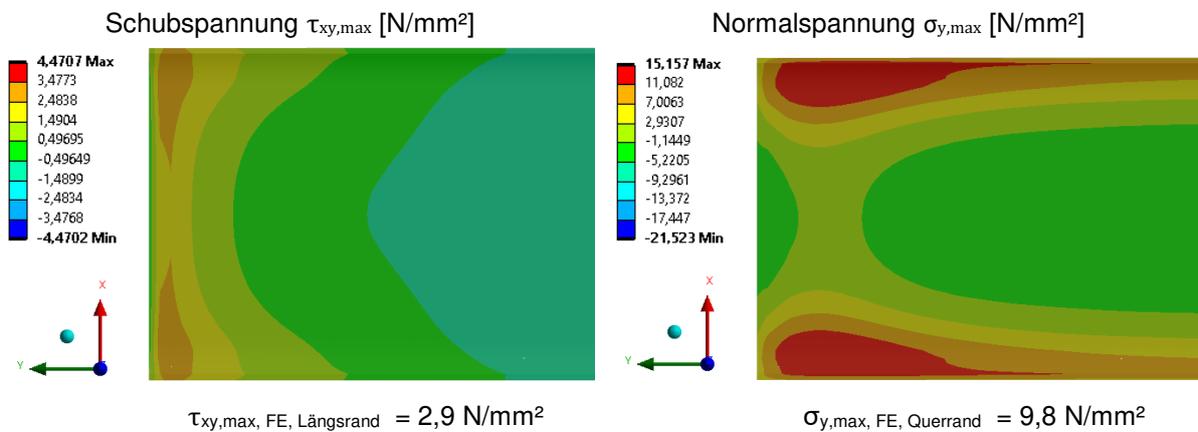


Bild 7.31: Numerisch ermittelter Normal- und Schubspannungszustand im Endbereich der Steife mit Endsicherung über Winkel am Querträger

7.4.5.3 Einfluss einer stirnseitigen Verklebung

Für eine stirnseitige Verklebung der Längssteife mit dem Querträger wird die Längssteife mit einem verbleibenden Randabstand von $a = 1,0 \cdot t$ an den Querträger herangeführt. Die Hohlprofilsteife wird stirnseitig mit einem geklebten Einbauteil verschlossen. Der Spalt zwischen Steifenende und Querträger wird mit Klebstoff verfüllt, sodass eine kraftschlüssige Verbindung zum Querträger entsteht, siehe Bild 7.32.

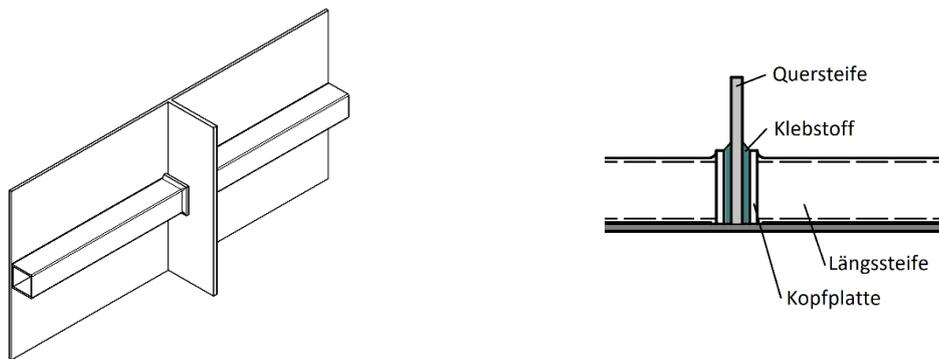


Bild 7.32: Endsicherung der Längssteife mittels stirnseitiger Verklebung am Querträger

Der Anschluss der stirnseitigen Verklebung an den Querträger wird in der FE-Analyse unabhängig von der Lasteinleitung berücksichtigt, sodass eine gegenseitige Beeinflussung ausgeschlossen ist. Das Last-Verformungs-Diagramm ist in Bild 7.33 zu sehen.

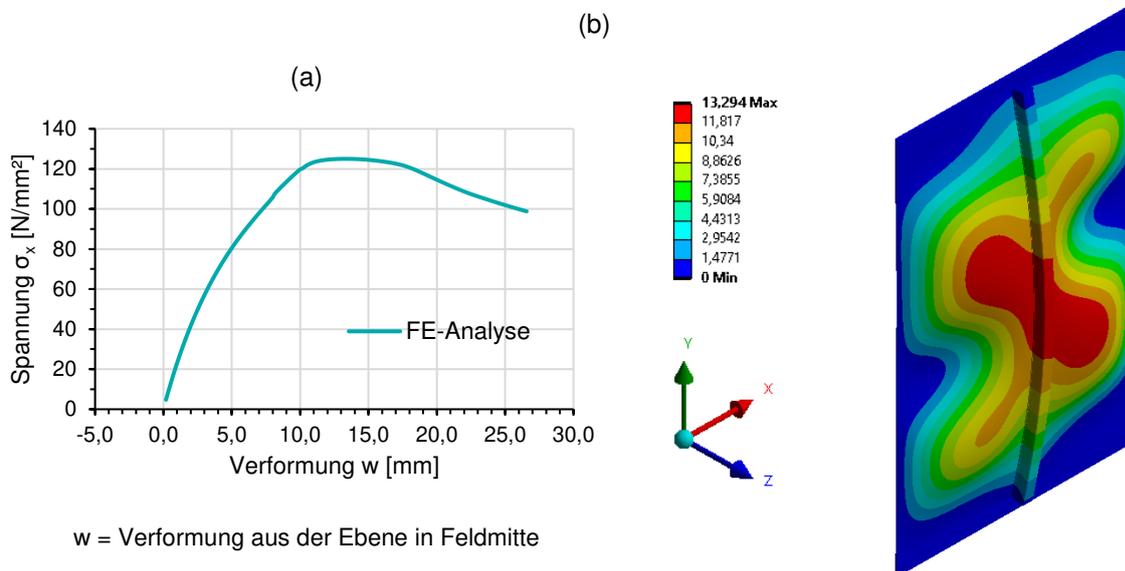


Bild 7.33: (a) Kraftverformungsverhalten des Beulfeldes mit stirnseitiger Verklebung
(b) Maximale Verformung aus der Ebene nach der FE-Analyse

Der innere Beanspruchungszustand der Klebschicht ist in Bild 7.34 dargestellt. Die über Kopf Verklebung kann die Schub- und Normalspannungen am Klebschichtende deutlich reduzieren. Die Anwendung der Bruchbedingung auf den maximalen Beanspruchungszustand am Längsrand ist mit 0,21 gem. Gl. (7.19) erfüllt.

$$\frac{6,6}{41,0} + \left(\frac{4,0}{19,0}\right)^2 = 0,21 \quad (7.19)$$

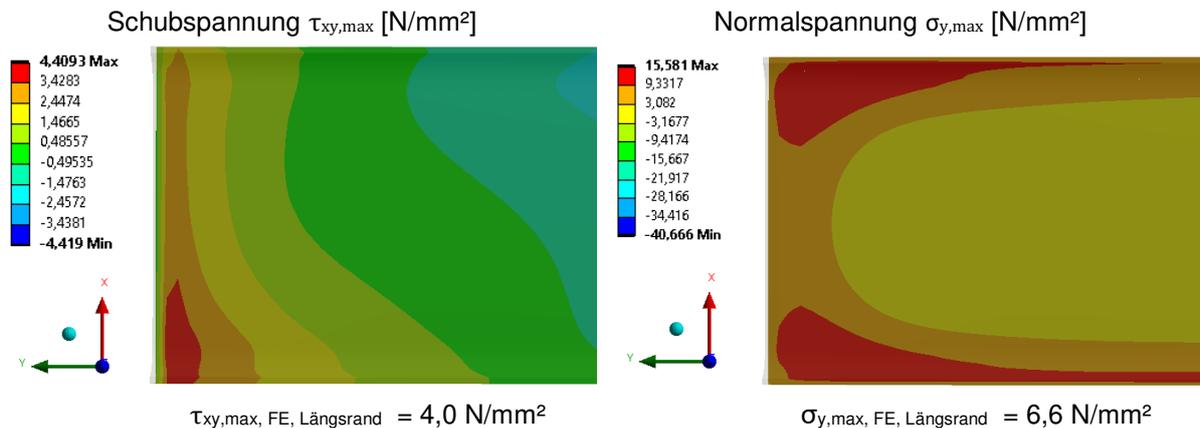


Bild 7.34: Numerisch ermittelter Normal- und Schubspannungszustand im Endbereich der Steife mit Endsicherung mittels stirnseitiger Verklebung an den Querträger

Die Beanspruchungen in der stirnseitigen Klebschicht, siehe Bild 7.35, weisen mit einer maximalen Schubspannung von $\tau_{xy,max} = 2,1 \text{ N/mm}^2$ und einer maximalen Normalspannung von $\sigma_{y,max} = 1,2 \text{ N/mm}^2$ sehr geringe Spannungszustände aus, die unterhalb der Klebschichtbeanspruchung zwischen Steife und Platte liegen. Die Bruchbedingung ist demnach für die stirnseitigen Verklebung immer erfüllt.

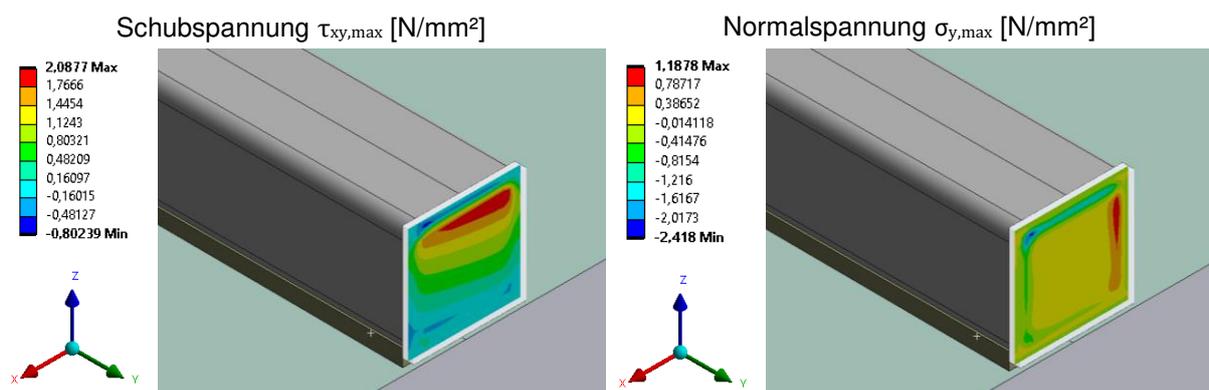


Bild 7.35: Numerisch ermittelter Spannungszustand an der über Kopf Klebung

7.4.5.4 Einfluss eines Stahlwinkels zwischen Steife und Querträger

Die dritte untersuchte Konstruktionsvariante ist in Bild 7.36 dargestellt. Die Längssteife wird ebenfalls mit einem verbleibenden Randabstand von $a = 1,0 \cdot t$ an den Querträger herangeführt. Am Querträger wird ein Stahlwinkel angeordnet, der eine kraftschlüssige Verbindung zwischen Steife und Querträger sicherstellt.

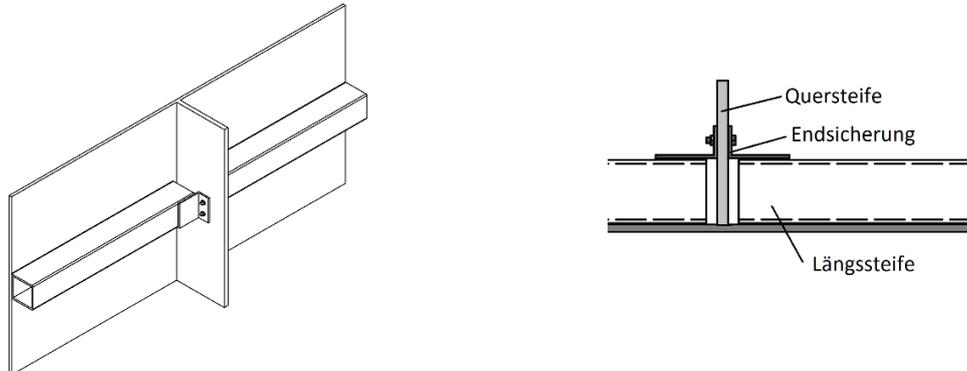


Bild 7.36: Endsicherung der Längssteife mittels Winkel am Querträger

Der Anschluss des Stahlwinkels an den Querträger erfolgt in der FEA unabhängig von der Lasteinleitung, sodass eine gegenseitige Beeinflussung ausgeschlossen ist. Das Last-Verformungs-Diagramm kann Bild 7.37 entnommen werden.

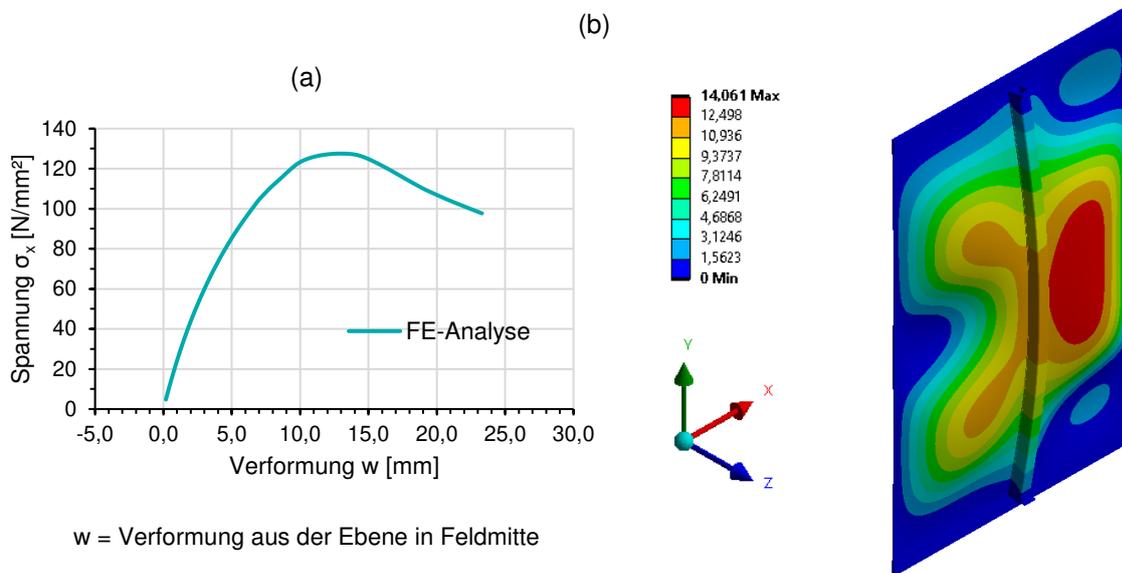


Bild 7.37: (a) Kraftverformungsverhalten des Beulfeldes mit über Kopf Verklebung
(b) Maximale Verformung aus der Ebene nach der FE-Analyse

Im Vergleich zu dem Beulfeld ohne zusätzliche Endverstärkung und der Verstärkung mittels einer stirnseitigen Verklebung führt die Endverstärkung mittels Winkel am Querträger zu einem verstärkten lokalen Beulen, siehe Bild 7.37 b. Infolge des verstärkten lokalen Beulens findet eine höhere anteilige Längskraftaufnahme durch die Steife statt, sodass höhere Schubbeanspruchungen in den Endbereichen der Klebschicht auftreten. Die Schubbeanspruchung ist mit $\tau_{xy,max} = 10,4 \text{ N/mm}^2$ weiterhin auf einem niedrigen Niveau, siehe Bild 7.38.

Die Ausbildung von Schälspannungen in den Endbereichen kann durch Einsatz des Winkels am Querträger vollständig verhindert werden. Die Klebefuge kann in den Endbereichen sogar überdrückt werden, siehe Bild 7.38.

Die Anwendung der Bruchbedingung auf den Beanspruchungszustand am Längsrand ist mit 0,30 gem. Gl. (7.19) erfüllt. Die Druckbeanspruchung der Klebschicht ist unkritisch für die Klebschichttragfähigkeit, sodass die Normalspannung in der Bruchbedingung mit $\sigma_y = 0 \text{ N/mm}^2$ angenommen wird.

$$\frac{0}{41,0} + \left(\frac{10,4}{19,0}\right)^2 = 0,30 \quad (7.20)$$

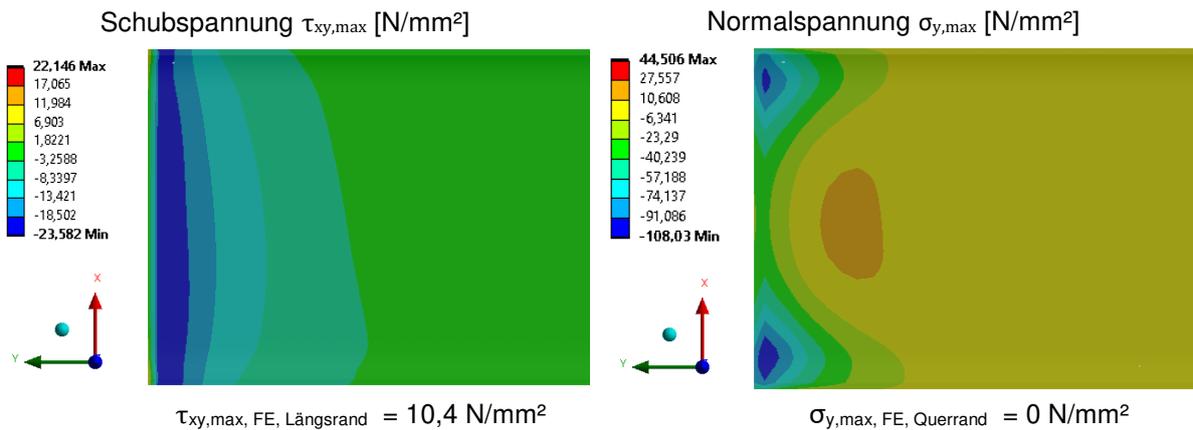


Bild 7.38: Numerisch ermittelter Normal- und Schubspannungszustand im Endbereich der Steife mit Endsicherung über Winkel am Querträger

7.4.5.5 Vergleich der zusätzlichen Endverstärkungsmaßnahmen

Die numerischen Untersuchungen zu Endverstärkungsmaßnahmen werden am gleichen Beulfeld wie in den experimentellen Untersuchungen durchgeführt. Der einzige Unterschied zwischen den Systemen liegt in der gem. der Herstellungstoleranz nach EN 1090-2 begrenzten konvexen Vorkrümmung von $w_0 = 3,375 \text{ mm}$, statt der im Versuch 2 vorliegenden konvexen Vorkrümmung von ca. $w_0 = 4,5 \text{ mm}$.

Zur Bewertung der zusätzlichen Endverstärkungen werden die Beanspruchungen der Klebschicht im Endbereich mit den Ergebnissen aus dem experimentellen Beulversuch 2 verglichen, siehe Tabelle 7.10.

Tabelle 7.10: Maximale Spannungen aus Versuch und Numerik in Vergleich mit

	Versuch 2	Untersuchung zusätzlicher Endverstärkungen		
		ohne Endverstärkung	Stirnseitige Verklebung	Winkel an Querträger
Randabstand	$a = 6,3 \cdot t$	$a = 1,0 \cdot t$	$a = 1,0 \cdot t$	$a = 1,0 \cdot t$
$\sigma_{y,max}$ [N/mm ²]	51,2	9,8 -80,9 %*	6,6 -87,1 %*	0 -100 %*
$\tau_{xy,max}$ [N/mm ²]	10,5	2,9 -72,4 %*	4,0 -61,9 %*	10,4 -1,0 %*

* Die Bewertung in % findet ausgehend von dem Beanspruchungszustand aus Versuch 2 statt.

Vor der Anwendung von zusätzlichen Endverstärkungen findet eine Reduzierung der nicht ausgesteiften Länge vor dem Steifenquerschnitt auf $a = 1,0 \cdot t$ statt. Im Vergleich zu dem Beanspruchungszustand in der Klebschicht von Beulversuch 2, kann mit dieser Maßnahme die Spannungsspitze bereits deutlich reduziert werden.

Die Anordnung einer stirnseitigen Verklebung kann die Schälspannungen um weitere 33% reduzieren. Die Anordnung eines Winkels zwischen Querträger und Steifenquerschnitt kann die Ausbildung von Schälspannungen vollständig verhindern, sodass die Klebefuge im Endbereich überdrückt ist.

Ein reduzierter Randabstand kann entsprechend der FE-Analyse den Schubspannungszustand im Endbereich der Klebschicht im Vergleich zu Beulversuch 2 deutlich reduzieren.

Die Anordnung einer stirnseitigen Verklebung führt hingegen zu einer 38% höheren Schubbeanspruchung als das System ohne Endverstärkung. Bei der Anordnung eines Winkels zwischen Querträger und Längssteife verdreifacht sich die Schubbeanspruchung im Vergleich zum System ohne Endverstärkung. Dieses Verhalten ist auf das lokale Beulen zurückzuführen. Mit der zusätzlichen Endverstärkung nimmt die Steifigkeit der Längssteife zu, sodass ein lokales Beulen der Teilfelder verstärkt auftritt, infolge dessen ein größerer Längskraftanteil von der Steife aufgenommen wird und dementsprechend höhere Schubbeanspruchungen infolge Längskrafteinleitung in der Steife auftreten.

Da das Beulverhalten von den individuellen Randbedingungen des Systems abhängig ist, sind hiervon ebenfalls die Beanspruchungen in der Klebschicht abhängig und sollten immer individuell mit Hilfe einer FE-Analyse bewertet werden.

Auch wenn die Beanspruchungen am Steifenende keine zusätzliche Endverstärkung erforderlich machen, ist diese zusätzliche Maßnahme dennoch zu empfehlen, da ein plötzliches Versagen der Steife ausgeschlossen werden kann und mit Hilfe der zusätzlichen Endverstärkung ein redundantes System vorliegt.

7.4.6 Zusammenfassung der Untersuchungen an ausgesteiften Beulfeldern

Die experimentellen Untersuchungen an längsausgesteiften Beulfeldern zeigen den Einfluss unterschiedlicher geometrischer Imperfektionen auf das Beulverhalten und die Beanspruchungsentwicklung in der Klebschicht. Mit der Bruchbedingung kann das Versagen der Klebschicht auf der sicheren Seite liegend prognostiziert werden. Auch das Beulverhalten wird mit dem rechnerischen Beulnachweis nach DIN EN 1993-1-5 auf der sicheren Seite liegend abgedeckt.

Durch die Anordnung einer zusätzlichen Endverstärkung der Längssteife können die kritischen Schälspannungen für die Klebschichttragfähigkeit deutlich reduziert werden. Da das globale und lokale Beulverhalten einen hohen Einfluss auf die Beanspruchungszustände in der Klebschicht hat, sollten die Beanspruchungen in der Klebschicht immer individuell mit Hilfe einer FE-Analyse bewertet werden.

Die Fügetechnik Kleben führt aufgrund des fehlenden Schweißverzugs zu geringeren Vorkrümmungen. Demnach sind die folgenden günstigen Beulabminderungswerte anwendbar:

- Abminderungsbeiwert plattenartiges Verhalten:
Die ausgesteifte Platte mit geklebter Längssteife wird nach dem allgemeinen Fall als warmgewalzter Querschnitt mit $\alpha_p = 0,13$ und $\lambda_{po} = 0,70$ betrachtet
- Abminderungsbeiwert knickstabähnliches Verhalten:
Der Imperfektionsbeiwert α wird nach der Knickspannungslinie a statt nach der Knickspannungslinie b oder c für offene oder geschlossenen geschweißte Steifenquerschnitte gewählt

In Tabelle 7.11 wird für die in Abs. 7.4.5 untersuchten Systeme die analytische Beultraglast nach DIN EN 1993-1-5 unter Ansatz von konventionellen ($\sigma_{\max,EC3}$) sowie günstigeren ($\sigma_{\max,EC3,mod}$) Abminderungsbeiwerten angegeben. Die detaillierte Berechnung findet sich in Anhang A9. Die numerisch berechnete Beultraglast berücksichtigt mit der globalen Imperfektion von $w_0 = a/400$ die zusätzliche Imperfektionswirkung infolge Schweißverzug nach DIN EN 1993-1-5.

Tabelle 7.11: Beultraglast aus FE-Analyse im Vergleich mit der analytischen Traglast nach DIN EN 1993-1-5 an geklebten Beulsteifen

Konfiguration	σ_{FE} [N/mm ²]	$\sigma_{\max,EC3}$ [N/mm ²]	$\sigma_{\max,EC3,mod}$ [N/mm ²]
freies Ende, $a = 1,0 \cdot t$	125,8	105,8	117,0
über Kopf Klebung an Querträger	125,0	105,8	117,0
Winkel an Querträger	127,5	105,8	117,0

Die Beultraglast kann durch Ansatz von günstigeren Imperfektionsansätzen in den Abminderungsbeiwerten um ca. 10 % gesteigert werden. Dieser Ansatz wäre nur für Neubauten anwendbar. Hierfür sind jedoch weitere Untersuchungen erforderlich, da die günstigeren Imperfektionsansätze mit den Herstellungsbedingungen nach DIN EN 1090-2 kompatibel sein müssen.

Bei der Verstärkung von Bestandsbauwerken ist auf der sicheren Seite liegend davon auszugehen, dass das Beulfeld aufgrund einer bereits vorhandenen geschweißten Längssteife eine maximale Vorverformung von $a/400$ gem. DIN EN 1090-2 aufweist. Im Zweifel ist die tatsächliche vorliegende Verformung der Platte in einer FE-Analyse anzusetzen.

7.5 Zusammenfassung

Im vorliegenden Kapitel konnte mit Hilfe experimenteller Untersuchungen an ausgesteiften Platten mit geklebter Längssteife eine wirksame beulaussteifende Wirkung bestätigt werden.

Die Ergebnisse der Untersuchungen zu Einflussgrößen auf die Beanspruchung der Klebschicht sind nachfolgend zusammengefasst:

- Es ist keine eindeutige Empfehlung zu den idealen Elastizitätseigenschaften eines Klebstoffes möglich. Die Klebstoffauswahl muss individuell in Hinblick auf Tragfähigkeits- und Dauerhaftigkeitseigenschaften bewertet werden.
- Die Anforderungen zum Randabstand diskontinuierlich angeordnete Längssteifen aus [90] mit $a \leq 3 \cdot t$ stellt eine Obergrenze dar. Der Randabstand sollte, sofern geometrisch möglich, auf $a = 1,0 \cdot t$ begrenzt werden.
- Die bezogene Steifigkeit γ_{sl} der Längssteife hat nur geringen bis keinen Einfluss auf den Spannungszustand am Klebschichtende.
- Bei vorliegender geometrischer Imperfektion der Platte oder Steife ist eine Klebschichtdicke von 2,0 bis 4,0 mm in den Endbereichen sicherzustellen

Zur vereinfachten Nachweisführung der Klebschichttragfähigkeit wurde ein Ersatzbelastungsverfahren zur Ermittlung des inneren Beanspruchungszustands der Klebschicht entwickelt und in einer Parameterstudie mit dem Beanspruchungszustand entsprechend einer numerischen Berechnung verglichen. Das entwickelte Ersatzbelastungsverfahren kann den Spannungszustand der Klebschicht nicht mit ausreichender Sicherheit abbilden. In den experimentellen Untersuchungen an Beulfeldern mit aufgeklebter Längssteife konnte mit Hilfe der Bruchbedingung die Tragsicherheit der Klebschicht auf Basis numerisch ermittelter Spannungen auf der sicheren Seite liegend abgeschätzt werden.

Die numerischen Untersuchungen an alternativen Konstruktionsdetails für das Steifenende zeigen, dass die Schälspannungen am Klebschichtende bei stirnseitiger Verklebung oder infolge des Stahlwinkels zwischen Querträger und Steife deutlich reduziert werden können. Je nach Schlankheit der Platte und breite der Klebschicht kann der Beanspruchungszustand in der Klebschicht auf eine vernachlässigbar kleine Größenordnung reduziert werden. Der genaue Beanspruchungszustand ist anhand einer FE-Analyse individuell zu bewerten.

Aufgrund fehlenden Schweißverzugs können mit geklebten Steifenquerschnitten unter Ansatz günstigerer Imperfektionsansätze ca. 10% höhere Beultraglasten erreicht werden. Dieser Ansatz ist jedoch ausschließlich für Neubauten anwendbar. Bei der Verstärkung von Bestandsbauwerken sollte die Beultraglast auf der sicheren Seite liegend mit Imperfektionsansätzen für geschweißte Längssteifen berechnet werden.

8 Anwendung geklebter Beulsteifen

8.1 Konstruktion und Bemessung geklebter Beulsteifen

In Bild 8.1 ist die Konstruktion und Bemessung geklebter Beulsteifen schematisch zusammengefasst. Das Ablaufschema bündelt sämtliche Erkenntnisse dieser Arbeit und teilt diese in fünf Bearbeitungsschritte auf.

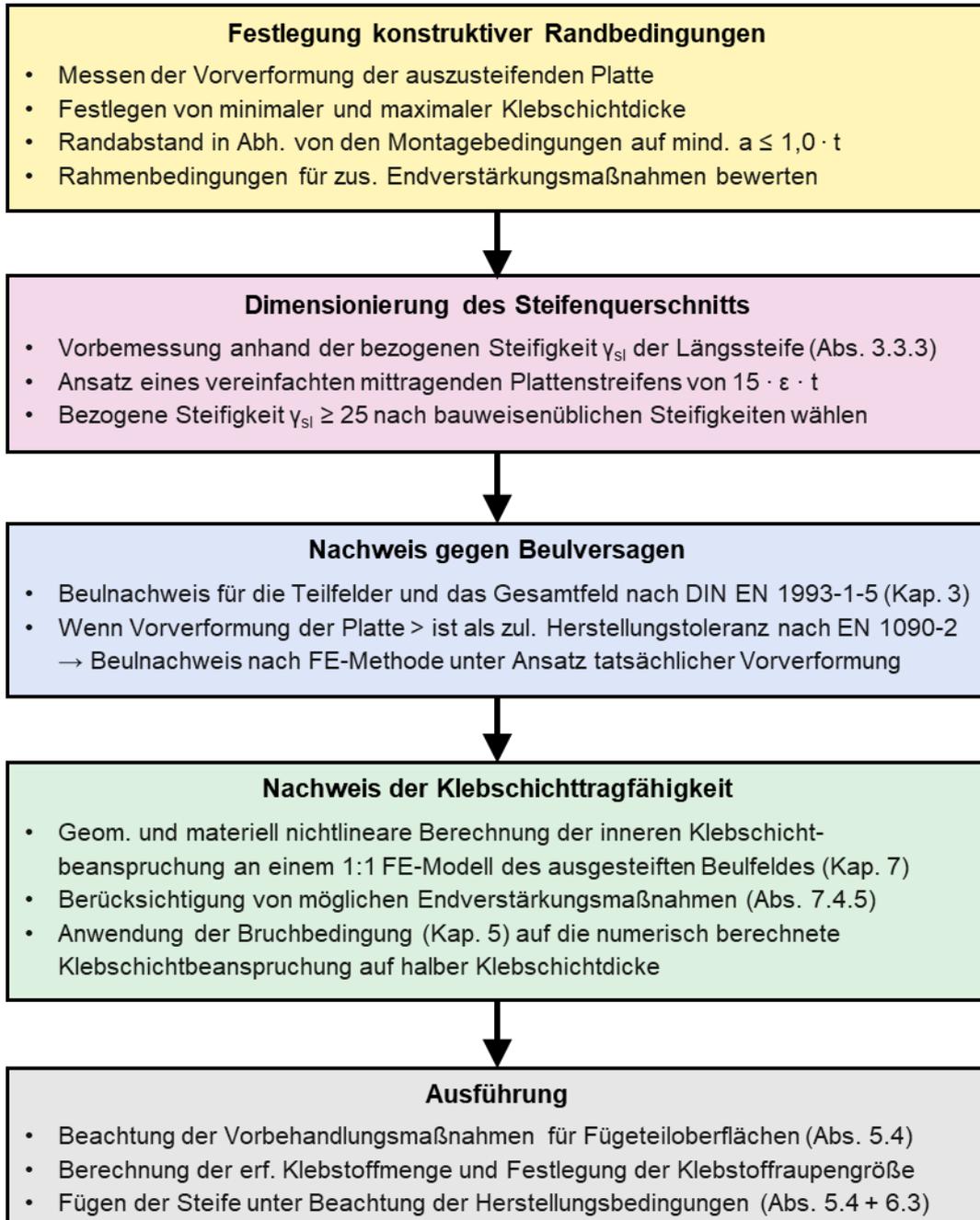


Bild 8.1: Ablaufschema zur Konstruktion und Bemessung geklebter Beulsteifen

8.2 Anwendungsbeispiel

8.2.1 Ausgangssituation

Im vorliegenden Abschnitt werden die Erkenntnisse dieser Arbeit auf ein Praxisbeispiel angewendet. Hierzu wird von einem beulgefährdeten Steg eines zusammengesetzten I-Querschnitts ausgegangen. Das untersuchte Beispiel ist an einem Praxisbeispiel aus dem BAST-Bericht zu Beulnachweisen von Stahlbrücken [99] angelehnt.

Der untersuchte Querschnitt, siehe Bild 8.2, weist im Zuge einer Brückennachrechnung ein Beulversagen im Steg infolge einer gesteigerten Verkehrsbeanspruchung auf. Aufgrund der hohen Beanspruchungen der Platte soll hinsichtlich der Ermüdung auf eine weitere Materialkerbe infolge einer geschweißten Längssteife verzichtet werden. Zudem ist die Schweißbeignung des Stahls nicht bekannt. Aus diesem Grund wird eine Ertüchtigung des beulgefährdeten Querschnitts mittels einer aufgeklebten Beulsteife untersucht.

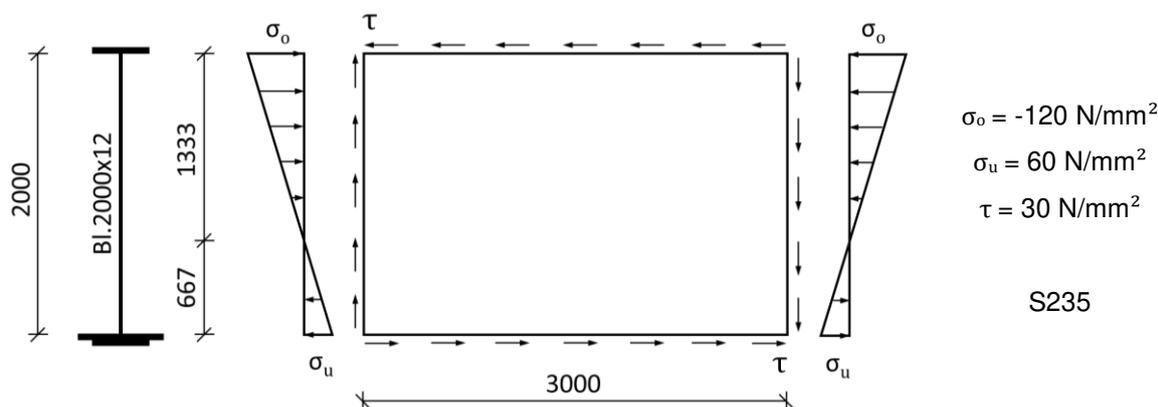


Bild 8.2: System und Beanspruchung des Anwendungsbeispiels

Eine Messung der vorhandenen geometrischen Imperfektionen hat ergeben, dass die Platte eine Vorverformung von $w_0 = a/400$ aufweist. Der Beulsicherheitsnachweis des Gesamtfeldes mit aufgeklebter Längsaussteifung kann in diesem Fall analog zum Beulnachweis von geschweißten Steifen geführt werden.

ANMERKUNG: Weist die Platte eine geometrische Imperfektion von $w_0 > a/400$ auf, können die Beulnachweise für Längsausgesteifte Platten nicht ohne weiteres angewendet werden, da die geometrischen Imperfektionen die Herstellungstoleranzen nach DIN EN 1090-2 überschreiten. Für diesen Fall ist die Beultraglast mit Hilfe einer FE-Analyse unter Ansatz der vorliegenden Vorverformung zu bestimmen oder alternativ ein Längssteifennachweis nach Theorie II. Ordnung unter Ansatz der vorliegenden Vorverformung durch zu führen.

8.2.2 Dimensionierung des Steifenquerschnitts

Die geklebte Längssteife wird auf halber Höhe des unter Druck stehenden Plattenbereichs angeordnet, siehe Bild 8.3. Der Längssteifenquerschnitt wird so dimensioniert, dass die bezogene Steifigkeit $\gamma_{sl} \geq 50$ beträgt, siehe Gl. (8.1). Zur Dimensionierung wird vereinfacht ein an die Längssteife angrenzender Plattenstreifen von $15 \cdot \varepsilon \cdot t$ nach DIN EN 1993-1-5, Abs. 9.1 angenommen.

$$\gamma_{sl,i}^* = \frac{10,92 \cdot I_{sl}}{b \cdot t^3} = \frac{10,92 \cdot 1928,9}{200 \cdot 1,2^3} = 60,95 > 50 \quad (8.1)$$

mit

$$I_{sl} = 1928,9 \text{ cm}^3 \quad (\text{QRO140x5} + \text{Bl.12x485})$$

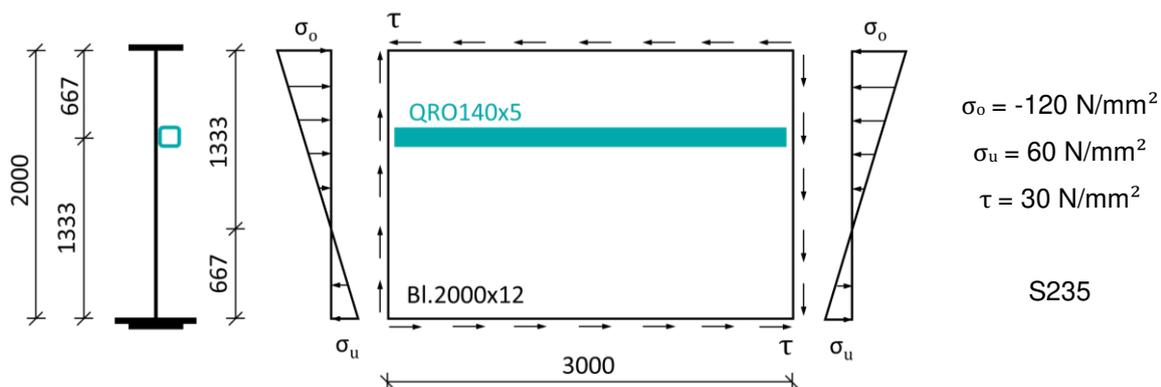


Bild 8.3: System des Anwendungsbeispiels mit geklebter Beulsteife

8.2.3 Beulnachweise

Die Beulnachweise werden für das obere und untere Teilfeld sowie das Gesamtfeld unter Berücksichtigung der geklebten Längssteife durchgeführt. Die Beulnachweise werden nach DIN EN 1993-1-5, s.a. Kap. 3 durchgeführt.

Beulnachweis für das obere Teilfeld:

An dem oberen Teilfeld mit den Abmessungen $a \times b = 3000 \times 667$ mm liegen die nachfolgend angegebenen Beanspruchungen an:

$$\sigma_{o,Ed} = -120 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{1,Ed} = -60 \text{ N/mm}^2$$

$$\psi_x = \frac{-60}{-120} = 0,5$$

$$\tau_{xz,Ed} = 30 \text{ N/mm}^2$$

Laststeigerungsfaktor zum Erreichen der Streckgrenze:

$$\alpha_{ult,k} = \frac{235}{\sqrt{120^2 + 3 \cdot 30^2}} = 1,797$$

Laststeigerungsfaktor bzw. Verzweigungslastfaktor zum Erreichen der kritischen Beulspannung je Beanspruchungsart:

$$\sigma_{cr,x} = 5,3 \cdot 189800 \cdot \left(\frac{12}{666}\right)^2 = 326,6 \text{ N/mm}^2$$

$$\alpha_{cr,x} = \frac{326,6}{120} = 2,72$$

$$\tau_{cr,xz} = \left(5,34 + \frac{4,00}{(3000/666)^2}\right) \cdot 189800 \cdot \left(\frac{12}{666}\right)^2 = 341,2 \text{ N/mm}^2$$

$$\alpha_{cr,\tau} = \frac{341,2}{30} = 11,37$$

Kritischer Laststeigerungsfaktor für die gemeinsame Wirkung verschiedener Beanspruchungsarten:

$$\alpha_{cr} = \frac{1}{\frac{1+0,5}{4 \cdot 2,72} + \sqrt{\left(\frac{1+0,5}{4 \cdot 2,72}\right)^2 + \frac{1-0,5}{2 \cdot 2,72^2} + \frac{1}{11,37^2}}} = 2,6$$

Systemschlankheit:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{1,797}{2,6}} = 0,83$$

Beulabminderungswerte für Längs- und Schubspannung:

$$\rho = \frac{0,83 - 0,055 \cdot (3 + 0,5)}{0,83^2} = 0,925$$

$$\chi_w = \frac{1,37}{0,7 + 0,83} = 0,895$$

Beulnachweis für das obere Teilfeld:

$$\sqrt{\left(\frac{120}{0,925}\right)^2 + 3 \left(\frac{30}{0,895}\right)^2} = 142,1 \text{ N/mm}^2 \leq \frac{235}{1,1} = 213,6 \text{ N/mm}^2$$

Beulnachweis für das untere Teilfeld:

An dem oberen Teilfeld mit den Abmessungen $a \times b = 3000 \times 1333$ mm liegen die nachfolgend angegebenen Beanspruchungen an:

$$\sigma_{1,Ed} = -60 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{u,Ed} = 60 \text{ N/mm}^2$$

$$\psi_x = \frac{60}{-60} = -1$$

$$\tau_{xz,Ed} = 30 \text{ N/mm}^2$$

Laststeigerungsfaktor zum Erreichen der Streckgrenze:

$$\alpha_{ult,k} = \frac{235}{\sqrt{60^2 + 3 \cdot 30^2}} = 2,96$$

Laststeigerungsfaktor bzw. Verzweigungslastfaktor zum Erreichen der kritischen Beulspannung je Beanspruchungsart:

$$\sigma_{cr,x} = 23,9 \cdot 189800 \cdot \left(\frac{12}{1333}\right)^2 = 367,6 \text{ N/mm}^2$$

$$\alpha_{cr,x} = \frac{367,6}{60} = 6,13 \quad (8.2)$$

$$\tau_{cr,xz} = \left(5,34 + \frac{4,00}{(3000/1333)^2}\right) \cdot 189800 \cdot \left(\frac{12}{1333}\right)^2 = 94,3 \text{ N/mm}^2$$

$$\alpha_{cr,\tau} = \frac{94,3}{30} = 3,14 \quad (8.3)$$

Kritischer Laststeigerungsfaktor für die gemeinsame Wirkung verschiedener Beanspruchungsarten:

$$\alpha_{cr} = \frac{1}{\frac{1-1}{4 \cdot 6,13} + \sqrt{\left(\frac{1-1}{4 \cdot 6,13}\right)^2 + \frac{1+1}{2 \cdot 6,13^2} + \frac{1}{3,14^2}}} = 2,80 \quad (8.4)$$

Systemschlankheit:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{2,96}{2,80}} = 1,03 \quad (8.5)$$

Beulabminderungswerte für Längs- und Schubspannung:

$$\rho = \frac{1,03 - 0,055 \cdot (3-1)}{1,03^2} = 0,87 \quad (8.6)$$

$$\chi_w = \frac{1,37}{0,7 + 1,03} = 0,79 \quad (8.7)$$

Beulnachweis für das untere Teilfeld:

$$\sqrt{\left(\frac{60}{0,87}\right)^2 + 3 \left(\frac{30}{0,79}\right)^2} = 95,3 \text{ N/mm}^2 \leq \frac{235}{1,1} = 213,6 \text{ N/mm}^2 \quad (8.8)$$

Beulnachweis für das Gesamtfeld:

Für den Beulnachweis am Gesamtfeld gelten die in Bild 8.3 angegebenen Beanspruchungen:

$$\sigma_{o,Ed} = -120 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{u,Ed} = 60 \text{ N/mm}^2$$

$$\psi_x = \frac{60}{-120} = -0,5$$

$$\tau_{xz,Ed} = 30 \text{ N/mm}^2$$

Laststeigerungsfaktor zum Erreichen der Streckgrenze:

$$\alpha_{ult,k} = \frac{235}{\sqrt{120^2 + 3 \cdot 30^2}} = 1,79$$

Die kritischen Spannungen werden entsprechend den Angaben in DIN EN 1993-1-5, A.2.2 berechnet. Bei der kritischen Beulspannung $\sigma_{cr,p}$ handelt es sich in diesem Fall um die um die Bettung k_f erweiterte kritische Knickspannung $\sigma_{cr,c}$.

Ermittlung der kritischen Plattenbeulspannung:

$$\sigma_{cr,p} = \sigma_{cr,p,sl} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{sl,1}}{A_{sl,1} \cdot 3000^2} + \frac{E \cdot 12^3 \cdot 2000 \cdot 3000^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot (1 - \nu^2) \cdot A_{sl,1} \cdot 666^2 \cdot 1333^2} = 474,0 \text{ N/mm}^2$$

mit

$$a_c = 4,33 \sqrt[4]{\frac{I_{sl,1} \cdot b_1^2 \cdot b_2^2}{t_p \cdot b}} = 4,33 \sqrt[4]{\frac{20211000 \cdot 666^2 \cdot 1333^2}{12 \cdot 2000}} = 21.977,8 \text{ mm} > a$$

$$A_{sl,1} = 10.305 \text{ mm}^2$$

$$z_p = 14,2 \text{ mm}$$

$$z_s = 55,8 \text{ mm}$$

$$I_{sl,1} = 20.211.000 \text{ mm}^4$$

Laststeigerungsfaktor bzw. Verzweigungslastfaktor zum Erreichen der kritischen Beulspannung für Längsdruck:

$$\alpha_{cr,x} = \frac{474,0}{120} = 3,95$$

Die Ermittlung der kritischen Schubbeulspannung erfolgt nach DIN EN 1993-1-5, A.3:

$$\tau_{cr} = k_{\tau} \cdot \sigma_E = 11,33 \cdot 6,83 = 77,38 \text{ N/mm}^2$$

mit

$$\begin{aligned} k_{\tau} &= 4,1 + \left(6,3 + 0,18 \frac{I_{sl,1}}{t_p^3 \cdot h_w}\right) \frac{1}{\alpha^2} + 2,2^3 \sqrt{\frac{I_{sl,1}}{t_p^3 \cdot h_w}} \\ &= 4,1 + \left(6,3 + 0,18 \frac{20.211.000}{12^3 \cdot 2000}\right) \frac{1}{\alpha^2} + 2,2^3 \sqrt{\frac{20.211.000}{12^3 \cdot 2000}} = 11,33 \end{aligned}$$

$$\sigma_E = 189800 \cdot \left(\frac{12}{2000}\right)^2 = 6,83 \text{ N/mm}^2$$

$$\alpha_{cr,\tau} = \frac{77,38}{30} = 2,58 \quad (8.9)$$

Kritischer Laststeigerungsfaktor für die gemeinsame Wirkung verschiedener Beanspruchungsarten:

$$\alpha_{cr} = \frac{1}{\frac{1-0,5}{4 \cdot 3,95} + \sqrt{\left(\frac{1-0,5}{4 \cdot 3,95}\right)^2 + \frac{1+0,5}{2 \cdot 3,95^2} + \frac{1}{2,58^2}}} = 2,09 \quad (8.10)$$

Systemschlankheit:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{1,79}{2,09}} = 0,93 \quad (8.11)$$

Überprüfung ob Knickstabähnliches Verhalten maßgebend wird an dem gleichen System wie das plattenartige Verhalten ermittelt wurde:

$$\sigma_{cr,c} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{sl,1}}{A_{sl,1} \cdot \alpha^2} = \frac{\pi^2 \cdot 210000 \cdot 20211000^2}{10305 \cdot 3000^2} = 451,7 \text{ N/mm}^2$$

$$\xi = \frac{\sigma_{cr,p}}{\sigma_{cr,c}} - 1 = \frac{474,0}{451,7} - 1 = 0,05$$

⇒ Interaktion zwischen knickstabähnlichem und plattenartigem Verhalten ist zu berücksichtigen

Ermittlung des Beulabminderungswert für plattenartiges Verhalten unter Anwendung von Imperfektionswerten für geschweißte Steifen, um der Vorverformung von $w_0 = a/400$ Rechnung zu tragen:

⇒ ρ_p für den allgemeinen Fall mit $\alpha_p = 0,34$ und $\bar{\lambda}_{p0} = 0,70$

$$\rho_p = \frac{1}{\varphi_p + \sqrt{\varphi_p^2 - \bar{\lambda}_p}} = \frac{1}{1,004 + \sqrt{1,004^2 - 0,93}} = 0,78$$

mit

$$\varphi_p = \frac{1}{2} \cdot (1 + 0,34 \cdot (0,93 - 0,7) + 0,93) = 1,004$$

Ermittlung des Abminderungsbeiwert χ_c zur Berücksichtigung knickstabähnlichen Verhaltens unter Berücksichtigung des modifizierten Imperfektionsbeiwert α_e zur Berücksichtigung der zusätzlichen Imperfektionswirkung der Längssteife:

$$\chi_c = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}_p^2}} = \frac{1}{1,1 + \sqrt{1,1^2 - 0,93^2}} = 0,59$$

mit

$$\phi = 0,5 \cdot (1 + \alpha_e \cdot (\bar{\lambda}_p - 0,2) + \bar{\lambda}_p^2)$$

$$\phi = 0,5 \cdot (1 + 0,45 \cdot (0,93 - 0,2) + 0,93^2) = 1,1$$

$$\alpha_e = \alpha + \frac{0,09}{i/e} = 0,34 + \frac{0,09}{44,29/55,8} = 0,45$$

mit

$$i = \sqrt{\frac{I_{sl,1}}{A_{sl,1}}} = \sqrt{\frac{20.211.000}{10.305}} = 44,29$$

$$e = \max(e_1, e_2) = 55,8 \text{ mm}$$

$$\alpha = 0,34 \text{ (Kurve b) für geschweißte Hohlsteifenquerschnitte}$$

Endgültiger Abminderungsbeiwert unter Berücksichtigung der Interaktion zwischen plattenartigem und knickstabähnlichem Verhalten:

$$\begin{aligned} \rho_{c,x} &= (\rho - \chi_c) \cdot \xi \cdot (2 - \xi) + \chi_c \\ &= (0,78 - 0,59) \cdot 0,05 \cdot (2 - 0,05) + 0,59 = 0,61 \end{aligned}$$

Abminderungsbeiwert für Schubbeanspruchung auf Basis der Systemschlankheit:

$$\chi_w = \frac{1,37}{0,7 + 0,93} = 0,84$$

Beulnachweis für das Gesamtfeld:

$$\sqrt{\left(\frac{120}{0,61}\right)^2 + 3 \left(\frac{30}{0,84}\right)^2} = 206,2 \text{ N/mm}^2 \leq \frac{235}{1,1} = 213,6 \text{ N/mm}^2$$

Die Beulnachweise werden für die Teilfelder, wie für das Gesamtfeld in Folge der Anordnung einer Längssteife erfüllt. Der gewählte Längssteifenquerschnitt stellt somit eine wirksame Beulaussteifung dar.

8.2.4 Nachweis der Klebschichttragfähigkeit

Der Nachweis der Klebschichttragfähigkeit wird unter Anwendung der entwickelten Bruchbedingung geführt. Die Berechnung des inneren Beanspruchungszustands der Klebschicht erfolgt auf Grundlage einer FE-Analyse mit den Abmessungen nach Bild 8.4 und Klebstoff A. Diese numerische Berechnung wird geometrisch und materiell nicht linear unter Ansatz der gemessenen Vorverformung von $w_0 = a/400 = 7,5 \text{ mm}$ durchgeführt.

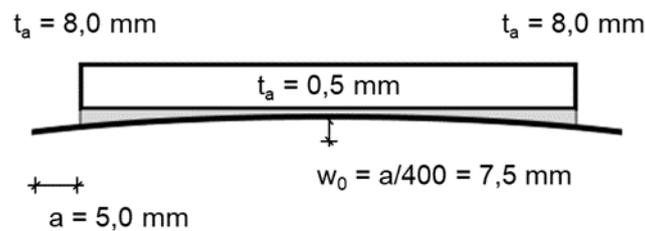


Bild 8.4: Längsschnitt durch die Steife und Platte

In der für die Klebschichttragfähigkeit unkritischen Beulfeldmitte beträgt die gewählte Klebschichtdicke $t_a = 0,5 \text{ mm}$. Aus geometrischen Gründen muss die Klebschicht in den Endbereichen eine Dicke von $t_a = 8,0 \text{ mm}$ aufweisen. Die von der Klebschichtdicke abhängigen Schubfestigkeit weist gem. den Untersuchungen in Abs. 5.8 bereits ab einer Klebschichtdicke von $t_a = 2,0 \text{ mm}$ asymptotisches Verhalten auf, sodass trotz fehlender Untersuchungen zu Klebschichtdicken von $t_a = 8,0 \text{ mm}$ mit Festigkeiten für eine Dicke von $t_a = 4,0 \text{ mm}$ gerechnet werden kann.

Die in der Klebschicht vorliegenden Spannungen werden mit Hilfe der FE-Methode auf Grundlage der Kontinuumsmechanik ermittelt. Hierzu wird das gesamte Beulfeld unter Ansatz einer Navierschen Lagerung inklusive Steifenquerschnitt und Klebschicht abgebildet, siehe Bild 8.5. Es wird die Software ANSYS 2021 R1 eingesetzt und die Bauteile werden mit den Volumenelementen SOLID186 modelliert, welche für geometrisch und materiell nichtlineare Berechnungen geeignet sind.

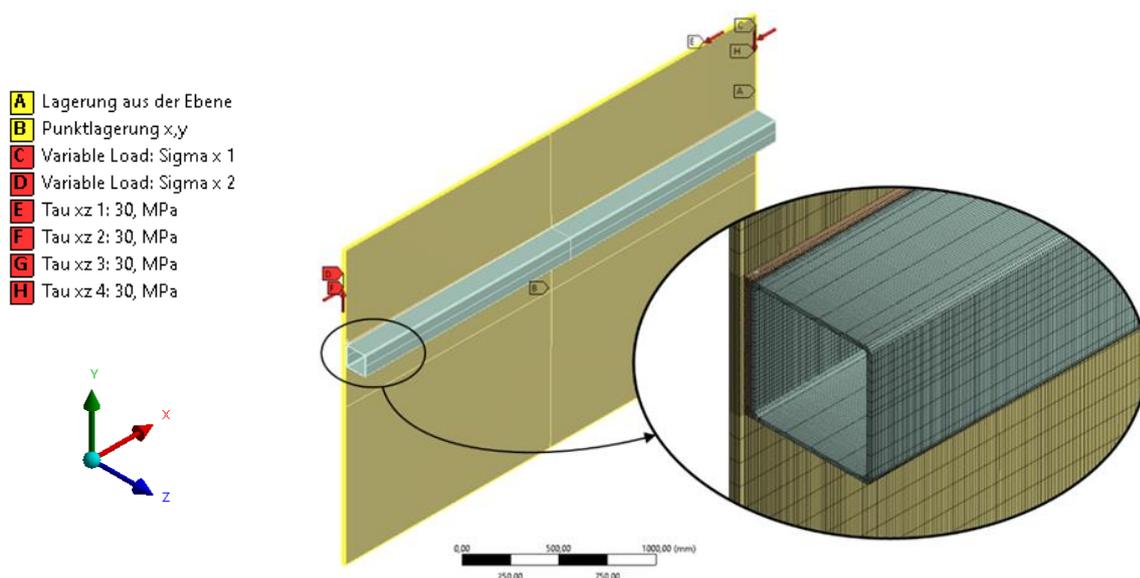


Bild 8.5: FE-Modell und Diskretisierungsdetail des Anwendungsbeispiels

Das nichtlineare Materialverhalten des Baustahls wird in der FE-Berechnung mit Hilfe eines bilinearen Materialmodells berücksichtigt. Nach Erreichen der Fließgrenze von $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$ wird der Fließbereich mit einer Steigung von $E/1000$ berücksichtigt. Die Klebschicht wird durch ein linear elastisches Materialmodell idealisiert.

Das Verformungsverhalten des Gesamtfeldes unter der Längs- und Schubbeanspruchung kann Bild 8.6 entnommen werden.

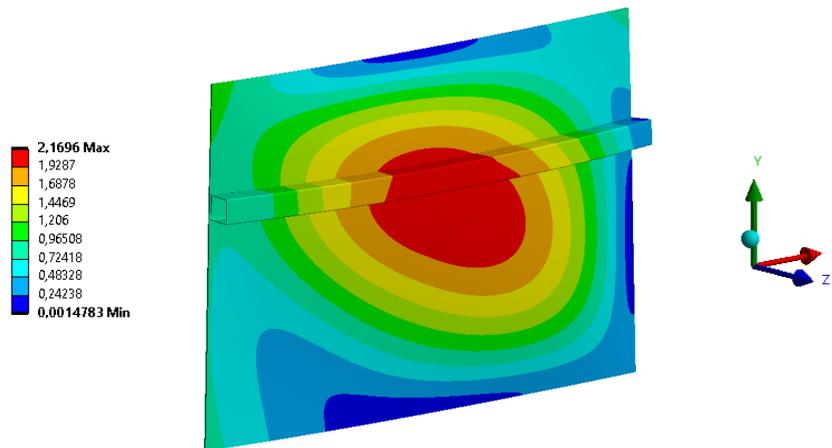


Bild 8.6: Maximale Verformung aus der Ebene nach der FE-Analyse

Der innere Beanspruchungszustand der Klebschicht ist in Bild 8.7 für die Schubspannung und in Bild 8.8 für die Normalspannung dargestellt. Es wird für die beiden Endbereiche die maximale Beanspruchung am oberen und unteren Längsrand ausgewertet.

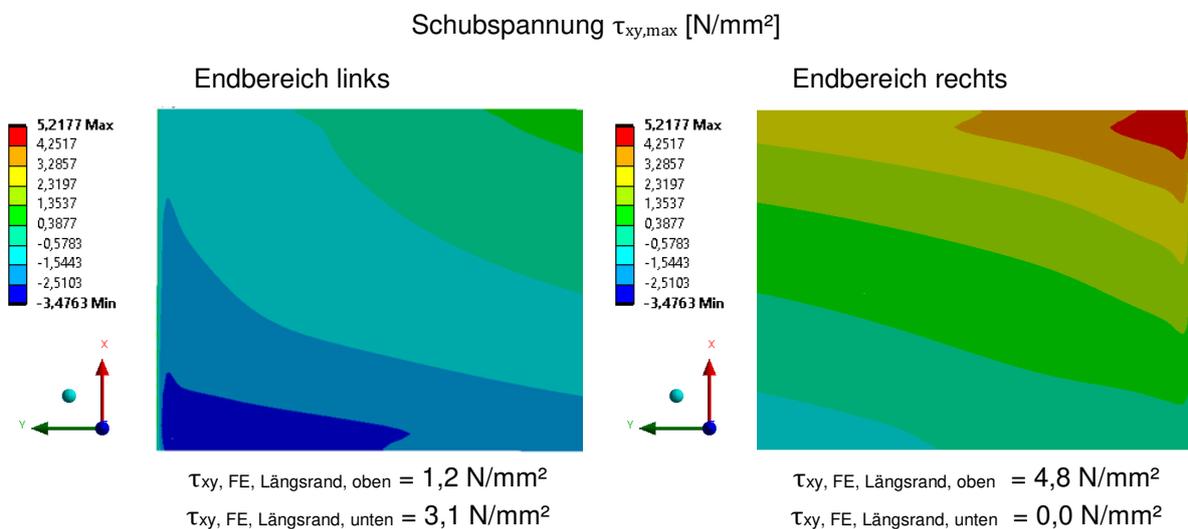


Bild 8.7: Numerisch ermittelter Schubspannungszustand in den Endbereichen

Die hohe Schubbeanspruchung der Platte wirkt sich ebenfalls auf die Schubspannungen in der Klebschicht aus, sodass diese über die Klebschichtbreite inhomogen verteilt sind, siehe Bild 8.7.

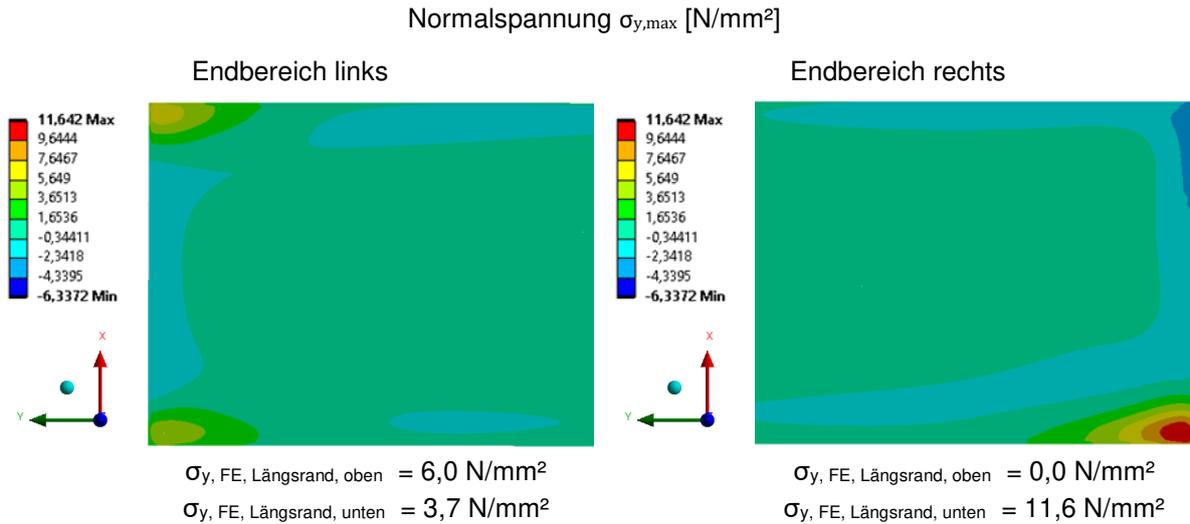


Bild 8.8: Numerisch ermittelter Normalspannungszustand in den Endbereichen

Die Bruchbedingung wird auf den maßgebenden Beanspruchungszustand am linken sowie rechten Endbereich angewendet, siehe Gl. (8.12) und (8.13). Die Bruchbedingung ist mit 0,28 erfüllt, sodass die Klebschicht tragfähig ist.

$$\frac{3,7}{41,0} + \left(\frac{3,1}{19,0}\right)^2 = 0,12 \quad (8.12)$$

$$\frac{11,6}{41,0} + \left(\frac{0,0}{19,0}\right)^2 = 0,28 \quad (8.13)$$

Die Anordnung einer zusätzlichen Endverstärkung in Form eines Stahlwinkels zwischen Querträger und Steife, siehe Bild 8.9, ist hinsichtlich des Tragfähigkeitsnachweises der Klebschicht nicht erforderlich. In diesem Anwendungsbeispiel wird der Beanspruchungszustand in der Klebschicht mit zusätzlicher Endverstärkung dennoch exemplarisch ausgewertet.

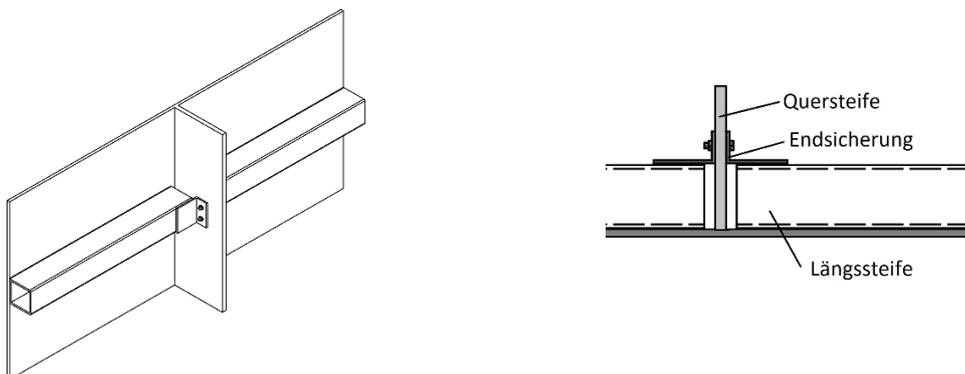


Bild 8.9: Endsicherung der Längssteife mittels Winkel am Querträger

Der innere Beanspruchungszustand der Klebschicht ist in Bild 8.10 und Bild 8.11 dargestellt. Die Normalspannung kann infolge des Stahlwinkels überdrückt werden. Die auftretende Druckbeanspruchung der Klebschicht ist unkritisch für die Tragfähigkeit der Klebschicht, sodass die Normalspannung in der Bruchbedingung mit $\sigma_y = 0 \text{ N/mm}^2$ berücksichtigt wird.

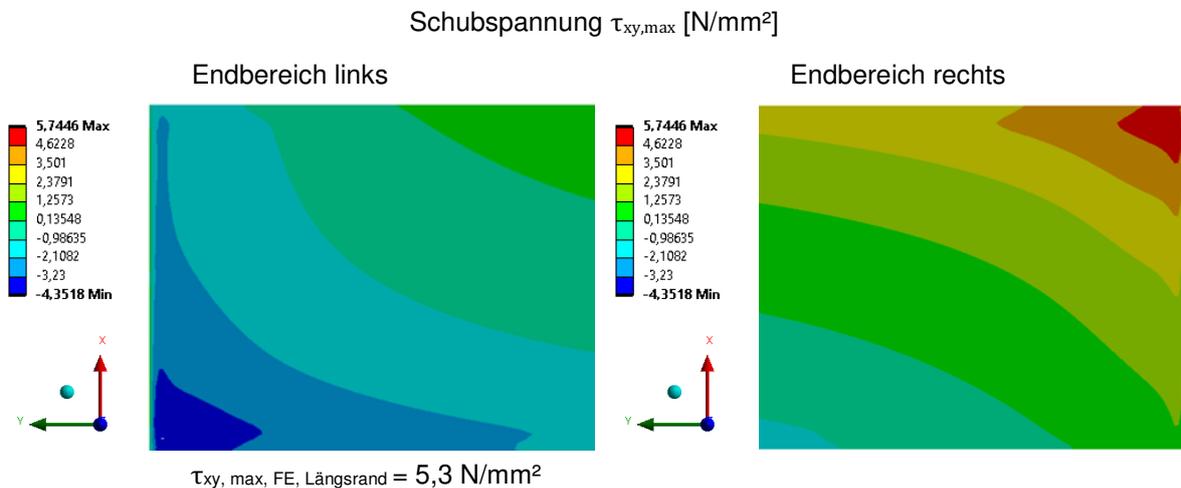


Bild 8.10: Numerisch ermittelter Schubspannungszustand in den Endbereichen

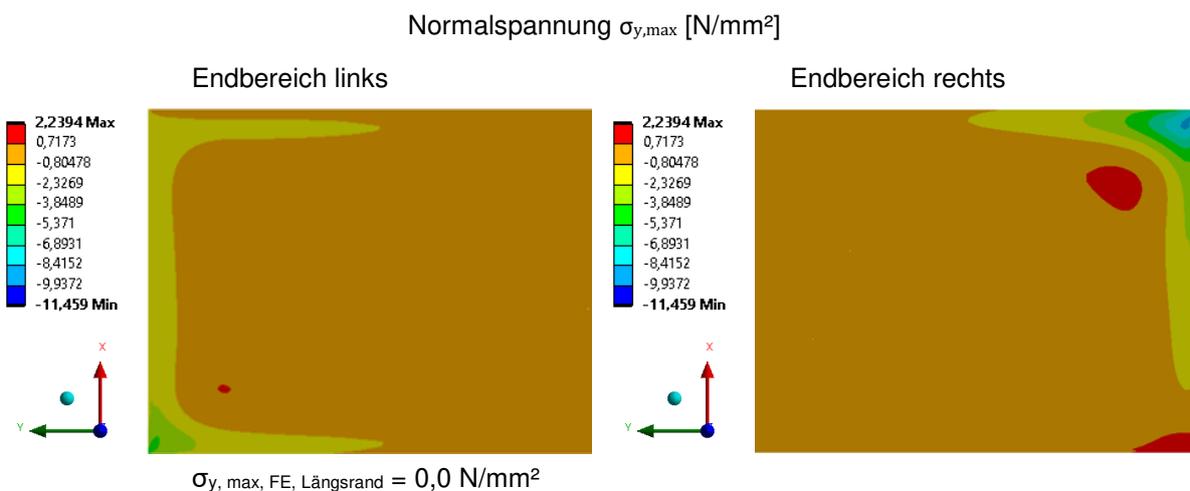


Bild 8.11: Numerisch ermittelter Normalspannungszustand in den Endbereichen

Die Anwendung der Bruchbedingung auf den Beanspruchungszustand am Längsrand ist mit 0,06 gem. Gl. (8.14) erfüllt. Der numerisch ermittelte Beanspruchungszustand in der Klebschicht unterschreitet die Bruchbedingung deutlich, sodass die Tragsicherheit gegeben ist.

$$\frac{0}{41,3} + \left(\frac{5,3}{21,8}\right)^2 = 0,06 \quad (8.14)$$

9 Zusammenfassung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

Diese Arbeit behandelt die Ertüchtigung beulgefährdeter Querschnitte im Stahlbau mittels aufgeklebter Steifenquerschnitte. Der Hintergrund liegt in der Vielzahl an sanierungsbedürftigen Brückenbauwerken in Stahlbauweise, welche aufgrund von Schäden ertüchtigt werden müssen. Ertüchtigungsmaßnahmen mittels Schweißverbindungen sind aufgrund der Kerbwirkung und Gefügeänderung im Stahl häufig nicht einsetzbar. Zudem weisen ältere Brückenbauwerke nicht schweißbare Stahlsorten auf, sodass die Fügetechnik Kleben eine alternative Verbindungstechnik zur Ertüchtigung von Brückenquerschnitten darstellt.

Für den Einsatz von strukturellen Klebungen in Brückenbauwerken sind zwei relevante Forschungsfragen zu beantworten. Zum einen wird untersucht, ob eine wirksame Beulaussteifung mittels geklebter Steifenquerschnitte erreicht werden kann. Zum anderen soll eine Bemessungsmethodik für den Nachweis der Klebschichttragfähigkeit struktureller Klebungen entwickelt werden.

Zur Tragfähigkeitsauslegung einer Klebschicht wurde in dieser Arbeit eine Bruchbedingung entwickelt, mit welcher die Bewertung kombinierter Beanspruchungssituationen aus Schub- und Normalspannung möglich ist. Die Bruchbedingung wurde in experimentellen Versuchsreihen validiert und ermöglicht eine konservative Tragfähigkeitsprognose für die Klebschicht.

Die deutlich geringere Tragfähigkeit der Klebschicht im Vergleich zur Schweißnaht erfordert eine flächige Verbindung, sodass ein geeigneter Steifenquerschnitt als Quadrathohlprofil ermittelt wurde. In experimentellen Untersuchungen wurde das Beultragverhalten der geklebten Längssteifen untersucht und festgestellt, dass die bauaufsichtlich eingeführten Beulnachweise ebenfalls für geklebte Beulsteifen gelten, solange die Bruchbedingung für die Beanspruchungen in der Klebschicht erfüllt ist.

Nachfolgend werden die wichtigsten Erkenntnisse der Arbeit zusammengefasst:

- Ein vereinfachter Ansatz der angrenzenden Plattenstreifen, z.B. $15 \cdot \varepsilon \cdot t$, ist nur zur konstruktiven Dimensionierung des Steifenquerschnitts geeignet. Für Beulnachweise ist der angrenzende Plattenstreifen der Steife immer mit Bruttobreiten zu berücksichtigen, da ansonsten die Traglast überschätzt wird.
- Eine klebgerechte Gestaltung ist ausschlaggebend zur Erzielung hoher Tragfähigkeiten geklebter Verbindungen. Konventionelle Konstruktionsweisen des Stahlbaus, wie sie sich aus den Fügetechniken Schweißen und Schrauben ergeben, können nicht direkt auf Klebeverbindungen angewendet werden.
- Eine parabolische Bruchbedingung auf Basis standardisierter Prüfung von Klebeverbunden an Zugscherproben und Stumpfklebungen kann die Tragsicherheit der Klebschicht auf Grundlage numerisch ermittelter

Spannungszustände auf halber Klebschichtdicke auf der sicheren Seite liegend abschätzen.

- Zur Verringerung kritischer Klebschichtbeanspruchungen in den Endbereichen sollte die Klebschichtdicke mindestens 2,0 bis 4,0 mm aufweisen und der Randabstand der Längssteife auf $a = 1,0 \cdot t$ begrenzt werden.
- Zur Reduzierung der Normalspannungen in den Endbereichen der Klebschicht ist die Anordnung einer Endverstärkung der Längssteife mit Hilfe eines kraftschlüssig angeordneten Winkels zwischen Querträger und Längssteife geeignet. Ein weiterer Vorteil ist das redundante Tragverhalten. Anhand einer individuellen Bewertung kann die Notwendigkeit einer Endverstärkung geprüft werden.
- Aufgrund von fehlendem Schweißverzugs können mit geklebten Steifenquerschnitten unter Ansatz günstigerer Imperfektionsansätze ca. 10% höhere Beultraglasten erreicht werden. Der Ansatz ist ausschließlich für Neubauten anwendbar. Bei der Verstärkung von Bestandsbauwerken ist die Beultraglast auf der sicheren Seite liegend mit Imperfektionsansätzen für geschweißte Längssteifen zu berechnen.

Am Klebstoffmarkt besteht keine einheitliche Charakterisierung der Klebstoffprodukte durch die Hersteller, was die Auswahl geeigneter Klebstoffe erschwert. Weiterhin existieren zahlreiche Prüfmethode zur Bestimmung mechanischer Eigenschaften von Klebeverbunden. Eine breite Marktanwendung von strukturellen Klebungen im Stahlbau wird durch diese beiden Aspekte erschwert.

Mit dem Ablaufschema in Kap. 8 werden die Bearbeitungsschritte zur Konstruktion und Bemessung aufgeklebter Steifenquerschnitte zusammengefasst und werden in einem Praxisbeispiel veranschaulicht.

Die Forschungsfragen wurden in dieser Arbeit beantwortet. Die Aussteifung beulgefährdeter Querschnitte im Stahlbau mittels aufgeklebter Steifenquerschnitte ist unter Beachtung der erarbeiteten Randbedingungen und Verfahren möglich.

9.2 Ausblick

Die in dieser Arbeit entwickelte Bruchbedingung stellt eine einfache und praktikable Lösung zur Tragfähigkeitsauslegung von Klebschichten dar. Der hydrostatische Spannungszustand in der Klebschicht führt zu höheren Traglasten und sollte bei strukturellen Klebungen in zukünftigen Forschungsarbeiten genauer bewertet werden. Hierbei können die Empfehlungen aus Abs. 5.9.5 als Grundlage für zukünftige Untersuchungen genutzt werden.

Bei Infrastrukturbauwerken darf während der vorgesehenen Nutzungszeit keine mechanische Beeinträchtigung der Klebefuge infolge von dynamischen Beanspruchungen aus Verkehrslasten sowie Umgebungsbedingungen, wie Feuchtigkeit, UV-Strahlung oder Chloridbelastung auftreten.

Die Alterungsbeständigkeit von Klebeverbunden wurde bisher nicht betrachtet. Bei einem Einsatz des Klebstoffs innerhalb von Hohlkastenquerschnitten können die schädigenden Umweltbedingungen auf ein Minimum reduziert werden. Allerdings sind die Auswirkungen zahlreicher Umweltbedingungen auf die Langzeitbeständigkeit von Klebeverbindungen nicht geklärt und müssen weiter erforscht werden. Dies gilt ebenfalls für die Ermüdungsfestigkeit von Klebeverbunden.

Erste Untersuchungen haben ergeben, dass bei Verwendung einer äußeren Beschichtung Umwelteinflüsse eine vernachlässigbare Auswirkung auf die Tragfähigkeit eines Klebeverbundes haben [102]. In weiteren Untersuchungen wurde das Ermüdungsverhalten an standardisierten Grundversuchen, wie der Zugscherprobe oder der Stumpfklebung, untersucht. Gem. den Untersuchungen weisen die Klebeverbunde im Dauerfestigkeitsbereich ($N = 2 \times 10^6$) eine zulässige Spannungsschwingbreite von mindestens 40% der statischen Tragfähigkeit auf. Überträgt man diese Erkenntnis auf die Tragfähigkeitsauslegung von geklebten Steifen, kann mit Hilfe einer ausreichend breiten Klebefläche sowie einer zusätzlichen Endverstärkung die Beanspruchung in der Klebschicht soweit gesenkt werden, dass die zu erwartende Spannungsamplitude unterhalb der Dauerfestigkeit liegt.

Die Vermeidung von Schweißverzug durch die Fügetechnik Kleben wirkt sich positiv auf die Vorverformungen und damit auch auf die Tragfähigkeit stabilitätsgefährdeter Bauteile. Die Anwendung geklebter Beulsteifen ist aus diesem Grund nicht nur als Ertüchtigungsmaßnahme geeignet, sondern auch für Neubaukonstruktionen als wirtschaftliche Alternative denkbar. Die imperfektionsarme Bauweise reduziert die Gefahr zum Stabilitätsversagen und erübrigt das Richten von Bauteilen infolge Schweißverzug.

Zur praktischen Anwendung der hier erforschten aufgeklebten Steifenquerschnitte für beulgefährdete Stahlquerschnitte sind weitere Versuche zur Klebschichttragfähigkeit für Schichtdicken $> 4,0$ mm erforderlich.

Die Anwendung und Bemessung struktureller Klebungen für Stahlbauteile ist für eine breite Marktanwendung in einer Richtlinie oder Norm zu definieren. Hierin sind neben den Bemessungsmodellen Anforderungen an die Klebstoffe zu stellen, welche von den Herstellern zu erfüllen sind.

10 Literaturverzeichnis

10.1 Technische Regelwerke

- [1] ASTM D3528 - 96 (2016). *Standard Test Method for Strength Properties of Double Lap Shear Adhesive Joints by Tension Loading*
- [2] ASTM D4501 - 01 (2014). *Standard Test Method for Shear Strength of Adhesive Bonds Between Rigid Substrates by the Block-Shear Method*
- [3] ASTM D5656 - 10 (2017). *Standard Test Method for Thick-Adherend Metal Lap-Shear Joints for Determination of the Stress-Strain Behavior of Adhesives in Shear by Tension Loading*
- [4] ASTM D7078 - 2020. *Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by V-Notched Rail Shear Method*
- [5] ASTM D905 - 08 (2021). *Standard Test Method for Strength Properties of Adhesive Bonds in Shear by Compression Loading*
- [6] BUNDESTANSTALT FÜR STRAßENWESEN ZTV-ING:2019-04. *Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Ingenieurbauten (ZTV-ING)*
- [7] DAST-RI 012:1978-10. *Beulsicherheitsnachweise für Platten. Grundlagen, Erläuterungen, Beispiele*
- [8] DAST-RI 016:1992-02. *Bemessung und konstruktive Gestaltung von Tragwerken aus dünnwandigen kaltgeformten Bauteilen*
- [9] DIN 18800-2:1990-11. *Stahlbauten; Stabilitätsfälle; Knicken von Stäben und Stabwerken*
- [10] DIN 18800-3:1990-11. *Stahlbauten; Stabilitätsfälle; Plattenbeulen*
- [11] DIN 4114-1:1952-07. *Stahlbau; Stabilitätsfälle (Knickung, Kippung, Beulung), Berechnungsgrundlagen, Vorschriften*
- [12] DIN 6701:2015-12. *Kleben von Schienenfahrzeugen und -fahrzeugteilen - Teil 1 bis 4*
- [13] DIN EN 1090-2:2018-09. *Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken - Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken*
- [14] DIN EN 13887:2003-11. *Strukturklebstoffe - Leitlinien für die Oberflächenvorbehandlung von Metallen und Kunststoffen vor dem Kleben*
- [15] DIN EN 14080:2013-09. *Holzbauwerke - Brettschichtholz und Balkenschichtholz - Anforderungen*

-
- [16] DIN EN 14869-1:2011-07. *Strukturklebstoffe - Bestimmung des Scherverhaltens struktureller Klebungen - Teil 1: Torsionsprüfverfahren unter Verwendung stumpf verklebter Hohlzylinder (ISO 11003-1:2001, modifiziert)*
- [17] DIN EN 14869-2:2011-07. *Strukturklebstoffe - Bestimmung des Scherverhaltens struktureller Klebungen - Teil 2: Scherprüfung für dicke Fügebauteile (ISO 11003-2:2001, modifiziert)*
- [18] DIN EN 15274:2015-06. *Klebstoffe für allgemeine Anwendungen in strukturellen Klebverbunden - Anforderungen und Prüfverfahren*
- [19] DIN EN 15870:2009-08. *Klebstoffe - Bestimmung der Zugfestigkeit von Stumpfklebungen (ISO 6922:1987 modifiziert)*
- [20] DIN EN 1993-1-1:2010-12. *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*
- [21] DIN EN 1993-1-5:2019-10. *Eurocode 3 - Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile*
- [22] DIN EN 1993-1-9:2010-12. *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung*
- [23] DIN EN 1993-2:2010-12. *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 2: Stahlbrücken*
- [24] DIN EN 1995-1-1:2010-12. *Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-1: Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau*
- [25] DIN EN 301:2018-01. *Klebstoffe, Phenoplaste und Aminoplaste, für tragende Holzbauteile - Klassifizierung und Leistungsanforderungen*
- [26] DIN EN ISO 12944-4:2018-04. *Beschichtungssysteme - Korrosionsschutz von Stahlbauten durch Beschichtungssysteme - Teil 4: Arten von Oberflächen und Oberflächenvorbereitung (ISO 12944-4:2017)*
- [27] DIN EN ISO 13445:2006-09. *Klebstoffe - Bestimmung der Scherfestigkeit von Klebungen zwischen starren Werkstoffen nach dem Blockscherverfahren (ISO 13445:2003)*
- [28] DIN EN ISO 291:2008-08. *Kunststoffe - Normalklimate für Konditionierung und Prüfung (ISO 291:2008)*
- [29] DIN EN ISO 527-2:2012-06. *Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen (ISO 527-2:2012)*
- [30] DIN EN ISO 6892-1:2020-06. *Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2019)*

- [31] DIN EN ISO 8503-1:2013-05. *Vorbereitung von Stahloberflächen vor dem Auftragen von Beschichtungstoffen - Rauheitskenngrößen von gestrahlten Stahloberflächen*
- [32] ETAG 002. *Guideline for European technical approval for structural sealant glazing kits (SSGK)*
- [33] NEN NEN 6771:1991. *TGB 1990 - Staalconstructies - Stabiliteit*
- [34] PREN prEN 1993-1-1:2020. *Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings*

10.2 Fachliteratur

- [35] ABELN, B.: *Zur Bemessung struktureller Klebungen im Stahlbau*. Aachen, RWTH Aachen. Dissertation. 2019
- [36] ABELN, B. ; GESSLER, A. ; STAMMEN, E. ; ILG, F. ; FELDMANN, M. ; DILGER, K. ; SCHULER, C.: *Strengthening of fatigue cracks in steel bridges by means of adhesively bonded steel patches*. In: *The Journal of Adhesion* (2021), S. 1–27
- [37] ABELN, B. ; PRECKWINKEL, E. ; YANDZIO, E. ; HEYWOOD, M. ; ELIÁŠOVÁ, M. ; NETUŠIL, M. ; GRENIER, C.: *Development of innovative steel-glass structures in respect to structural and architectural design (Innoglast)*. Luxembourg : Publications Office of the European Union, 2013 (25316)
- [38] ADHÉMAR-JEAN-CLAUDE BARRÉ DE SAINT-VENANT, MAURICE LÉVY: *Mémoire sur l'établissement des équations différentielles des mouvements intérieurs opérés dans les corps solides ductiles au delà des limites ob. l'élasticité pourrait les ramener à leur premier état*. In: *Comptes rendus hebdomadaires des séances de l'Académie des sciences* (1870), Nr. 70
- [39] AL-AZZAWI, Z. ; STRATFORD, T. ; ROTTER, M. ; BISBY, L.: *A new design method for a novel FRP strengthening technique against shear buckling of steel plate girders*. In: *Thin-Walled Structures* 148 (2020), S. 106611
- [40] ALBIEZ, M. ; DAMM, J. ; UMMENHOFER, T. ; MYSLICKI, S. ; VALLÉE, T. ; EHARD, H. ; SCHULER, C.: *Hohlprofilfachwerkstrukturen mit geklebten Strebenanschlüssen*. Düsseldorf : Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, 2021 (Forschung für die Praxis / Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. im Stahl-Zentrum P 1123)
- [41] ALBIEZ, M.F.: *Zur statischen Tragfähigkeit geklebter Kreishohlprofilverbindungen im Stahlbau*. Karlsruher Institut für Technologie. Dissertation. 2016
- [42] ARCAN, M. ; HASHIN, Z. ; VOLOSHIN, A.: *A method to produce uniform plane-stress states with applications to fiber-reinforced materials*. In: *Experimental Mechanics* 18 (1978), Nr. 4, S. 141–146

- [43] BANKS-SILLS, L. ; ARCAN, M. ; BORTMAN, Y.: *A mixed mode fracture specimen for mode II dominant deformation*. In: *Engineering Fracture Mechanics* 20 (1984), Nr. 1, S. 145–157
- [44] BISHOPP, J.: *Adhesives for Aerospace Structures*. In: Sina Ebnesajjad (Hrsg.): *Handbook of Adhesives and Surface Preparation* : Elsevier, 2011, S. 301–344
- [45] *Bond it : Nachschlagewerk zur Klebtechnik*. Landsberg am Lech : DELO Industrieklebstoffe GmbH & Co. KG., 2015
- [46] *Boverkets handbok om stålkonstruktioner - BSK 07*. 4. Aufl. Karlskrona : Boverket, 2007
- [47] BRESSON, G. ; JUMEL, J. ; SHANAHAN, M.E. ; SERIN, P.: *Strength of adhesively bonded joints under mixed axial and shear loading*. In: *International Journal of Adhesion and Adhesives* 35 (2012), S. 27–35
- [48] BROCKMANN, W. ; GEIß, P.L. ; KLINGENBERG, J. ; SCHRÖDER, B.: *Klebtechnik : Klebstoffe, Anwendungen und Verfahren*. Weinheim : Wiley-VCH, 2005
- [49] BRUYNE, N.A. de: *The Strength of Glued Joints*. In: *Aircraft Engineering and Aerospace Technology* 16 (1944), Nr. 4, S. 115–118
- [50] BRYAN, G.H.: *On the Stability of a Plane Plate under Thrusts in its own Plane, with Applications to the "Buckling" of the Sides of a Ship*. In: *Proceedings of the London Mathematical Society* (1890), Nr. 1, S. 54–67
- [51] BUCAK, Ö. ; FELDMANN, M. ; GEIß, P.L.: *Lastabtragende Klebverbindungen im konstruktiven Ingenieurbau (LAKKI)*. München, 2013
- [52] CADEI, J. ; STRATFORD, T. ; HOLLAWAY, L.C. ; DUCKET, W.: *Strengthening metallic structures using externally bonded fibre-reinforced polymers : Publication C595. RP645*. London : CIRIA, 2004
- [53] CIUPACK, Y. ; GEßLER, A. ; RUFF, D.C.: *Systematische Untersuchungen zur Verstärkung von Stahlkonstruktionen mit kohlefaserverstärkten Kunststoffen (CFK) - STAKOK*. Cottbus, 2015
- [54] CNR ITALIAN RESEARCH COUNCIL: *Guidelines for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening existing structures. Preliminary study. Metallic structures (CNR-DT 202/2005)*. Rom, 2005
- [55] COGNARD, J.Y.: *Numerical analysis of edge effects in adhesively-bonded assemblies application to the determination of the adhesive behaviour*. In: *Computers & Structures* 86 (2008), 17-18, S. 1704–1717
- [56] COGNARD, J.Y. ; CRÉAC'HCADEC, R. ; SOHIER, L. ; DAVIES, P.: *Analysis of the nonlinear behavior of adhesives in bonded assemblies-Comparison of TAST and Arcan tests*. In: *International Journal of Adhesion and Adhesives* 28 (2008), Nr. 8, S. 393–404

- [57] COGNARD, J. ; DAVIES, P. ; GINESTE, B. ; SOHIER, L.: *Development of an improved adhesive test method for composite assembly design*. In: *Composites Science and Technology* 65 (2005), 3-4, S. 359–368
- [58] DA SILVA, L.F. ; DAS NEVES, P.J. ; ADAMS, R.D. ; SPELT, J.K.: *Analytical models of adhesively bonded joints-Part I: Literature survey*. In: *International Journal of Adhesion and Adhesives* 29 (2009), Nr. 3, S. 319–330
- [59] DAHLMANN, R. ; HABERSTROH, E. ; MENGES, G.: *Menges Werkstoffkunde Kunststoffe*. 7. Aufl. München : Carl Hanser, 2021
- [60] DAUNER, H.-G.: *Klebertechnik für den schnellen und wirtschaftlichen Bau von Verbundbrücken*. In: *Stahlbau* 75 (2006), Nr. 7, S. 551–557
- [61] DAVISON, Buick (Hrsg.); OWENS, Graham W. (Hrsg.): *Steel Designers' Manual*. 7. Aufl. New York : John Wiley & Sons, 2011
- [62] DENG, J. ; LEE, M.M. ; MOY, S.S.: *Stress analysis of steel beams reinforced with a bonded CFRP plate*. In: *Composite Structures* 65 (2004), Nr. 2, S. 205–215
- [63] DEUTSCHER WETTERDIENST: *Klimastatusbericht Deutschland Jahr 2020*. URL www.dwd.de/DE/derdwd/bibliothek/fachpublikationen/selbstverlag/selbstverlag_node.html
- [64] DISCHINGER, F.: *Untersuchungen über die Knicksicherheit, die elastische Verformung und das Kriechen des Betons bei Bogenbrücken*. In: *Der Bauingenieur* 18 (1937), S. 487–519
- [65] DÖRNEN, A. ; TRITTLER, G.: *Neue Wege in der Verbindungstechnik im Stahlbau*. In: *Stahlbau* 25 (1956), Nr. 8, S. 181–184
- [66] DRUCKER, D. C., PRAGER, W.: *Soil mechanics and plastic analysis or limit design*. 1952
- [67] DU CHEN ; CHENG, S.: *An Analysis of Adhesive-Bonded Single-Lap Joints*. In: *Journal of Applied Mechanics* 50 (1983), Nr. 1, S. 109–115
- [68] DUBAS, P. (Hrsg.); GEHRI, E. (Hrsg.): *Behaviour and design of steel plated structures*. Zürich : ETH Applied Statics and Steel Structures, 1986 (Europäische Konvention für Stahlbau 44)
- [69] FAULKNER, D.: *A Review of Effective Plating to be Used in the Analysis of Stiffened Plating in Bending and Compression*. 1973 (73-611-Nmo)
- [70] FAULKNER, D. ; ADAMCHAK, J.C. ; SNYDER, G.J. ; VETTER, M.F.: *Synthesis of welded grillages to withstand compression and normal loads*. In: *Computers & Structures* 3 (1973), Nr. 2, S. 221–246
- [71] FRANCKE, W. ; FRIEMANN, H.: *Schub und Torsion in geraden Stäben : Grundlagen, Berechnungsbeispiele*. 3. Aufl. Wiesbaden : Vieweg, 2005

- [72] FRIEDRICH, H.: *Expertengespräch "Stahlbrückenbau": Ertüchtigung im Stahlbrückenbau*. 2011
- [73] GABENER, A.: *Methodik zur Auslegung von Klebverbindungen mit variabler Klebschichtdicke*. RWTH Aachen. Dissertation. 2016
- [74] GERARD, G.: *Handbook of Structural Stability Part 5: Compressive Strength of Flat Stiffened Panels*. NACA Technical Notes. 1957
- [75] GOLAND, M. ; REISSNER, E.: *The Stresses in Cemented Joints*. In: *Journal of Applied Mechanics* 11 (1944), Nr. 1, A17-A27
- [76] GRACIANO, C. ; LAGERQVIST, O.: *Critical buckling of longitudinally stiffened webs subjected to compressive edge loads*. In: *Journal of Constructional Steel Research* 59 (2003), Nr. 9, S. 1119–1146
- [77] GROß, A.: *Kleben - eine Schlüsseltechnologie des 21. Jahrhunderts*. URL <http://publica.fraunhofer.de/dokumente/N-605769.html>
- [78] GROSS, D. ; SEELIG, T.: *Bruchmechanik : Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. 6. Aufl. Berlin, Heidelberg : Springer Vieweg, 2016
- [79] HABENICHT, G.: *Kleben : Grundlagen, Technologien, Anwendungen*. 6. Aufl. Berlin, Heidelberg : Springer, 2009
- [80] HABENICHT, G.: *Kleben - erfolgreich und fehlerfrei : Handwerk, Praktiker, Ausbildung, Industrie*. 7. Aufl. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2016
- [81] HARMONISATIE COMMISSIE BOUW VAN DE STICHTING BOUWKWALITEIT: *BRL 4101/7: Nationale Beoordelingsrichtlijn voor het KOMO Attest voor Lijm voor de Bevesting van Gevelplatingen*. 2003
- [82] HART-SMITH, L.J.: *Adhesive-Bonded Double-Lap Joints*. Hampton, Virginia, 1973 (NASA CR 112235)
- [83] HART-SMITH, L.J.: *Adhesive-Bonded Single-Lap Joints*. Hampton, Virginia, 1973 (NASA CR 112236)
- [84] HART-SMITH, L.J.: *Analysis and Design of Advanced Composite Bonded Joints*. Washington, D.C., 1974 (NASA CR 2218)
- [85] HENNEMANN, O.-D. ; BREDE, M. ; HESEBECK, O. ; HAHN, O. ; JENDRNY, C. ; HANDING, C. ; SCHLIMMER, M. ; BORNEMANN, J.: *Methodenentwicklung zur Berechnung und Auslegung geklebter Stahlbauteile für den Fahrzeugbau*. Düsseldorf : Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, 2015 (Forschung für die Praxis / Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. im Stahl-Zentrum P 593)
- [86] HOLLAWAY, Leonard (Hrsg.); TENG, J. G. (Hrsg.): *Strengthening and rehabilitation of civil infrastructures using fibre-reinforced polymer (FRP) composites*. Cambridge : Woodhead Pub, 2008 (Woodhead publishing in materials)

- [87] INSTITUT FÜR KUNSTSTOFFVERARBEITUNG (IKV) AN DER RWTH AACHEN: *Kleben im Metallhandwerk*. Aachen : 2011
- [88] JETTEUR, P. ; MAQUOI, R. ; MASSONNET, C. ; SKALLOUD, M.: *Calcul des âmes et semelles raidies des ponts en acier*. In: *Construction Métallique* (1983), Nr. 4, S. 15–27
- [89] JOHANSSON, B. ; MAQUOI, R. ; SEDLACEK, G.: *New design rules for plated structures in Eurocode 3*. In: *Journal of Constructional Steel Research* 57 (2001), Nr. 3, S. 279–311
- [90] JOHANSSON, B. ; MAQUOI, R. ; SEDLACEK, G. ; MÜLLER, C. ; BEG, D.: *Commentary and Worked Examples to EN 1993-1-5 "Plated Structural Elements"*. Luxembourg : OPOCE, 2007
- [91] JOHANSSON, B. ; VELJKOVIC, M.: *Steel plated structures*. In: *Progress in Structural Engineering and Materials* 3 (2001), Nr. 1, S. 13–27
- [92] JÜNTGEN, T.: *Klebtechnik : Klebgerechte Konstruktionen und Anwendungen in der Praxis*. 1. Aufl. Würzburg : Vogel Communications Group, 2019 (Konstruktionspraxis)
- [93] KÁRMÁN, T.V.: Festigkeitsprobleme im Maschinenbau. In: KLEIN, Felix; MÜLLER, Conr. (Hrsg.): *Mechanik*. Wiesbaden : Vieweg+Teubner, 1907, S. 311–385
- [94] KÁRMÁN V., T., SECHLER, E., DONNELL, L.H.: *The strength of thin plates in compression*. In: *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers* (1932), Nr. 54, S. 53–57
- [95] KESSLER, C.: *Experimentelle Untersuchungen und numerische Simulation des nichtlinearen Tragverhaltens geklebter Stahl-Beton-Verbindungen*. TU Kaiserslautern. Dissertation. 2012
- [96] KLÖPPEL, K. ; MÖLLER, K.H. ; SCHEER, J.: *Beulwerte ausgesteifter Rechteckplatten, Band 2*. Berlin : Ernst & Sohn, 1968
- [97] KLÖPPEL, K. ; SCHEER, J. ; MÖLLER, K.H.: *Beulwerte ausgesteifter Rechteckplatten, Band 1*. Berlin : Ernst & Sohn, 1960
- [98] KRÄMER, W.: *Straßenbrücke mit Stahlbetonfertigteilen im Klebverbund*. In: *Die Strasse* 8 (1968), Nr. 3
- [99] KUHLMANN, U. ; SCHMIDT-RASCHE, C. ; FRICKEL, J. ; POUROSTAD, V.: *Untersuchungen zum Beulnachweis nach DIN EN 1993-1-5, Heft B 140*. Bremen : Fachverlag NW, 2017
- [100] KÜHN, B.: *Beitrag zur Vereinheitlichung der europäischen Regelungen zur Vermeidung von Sprödbruch*. RWTH Aachen. Dissertation. 2005
- [101] KUNZ, J.: *Die Querkontraktionszahl in der Konstruktionspraxis*. In: *KunststoffXtra* (2011), Nr. 06, 27 bis 30

- [102] LAUMANN, J. ; HENNES, P. ; LENZ, C.: *Steigerung der Biegesteifigkeit und Ertüchtigung beulgefährdeter Bauteile im Stahlbrückenbau mittels Klebeverbindungen : Abschlussbericht zum ZIM-Kooperationsprojekt KlebVerstärk (unveröffentlicht)*. Aachen, 2022
- [103] LOHSE, W. ; LAUMANN, J. ; WOLFF, C.: *Stahlbau 2*. 21. Aufl. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2020
- [104] LOORITS, K.: *Classification of cross sections for steel beams in different design codes*. In: *Rakenteiden Mekaniikka* 28 (1995), Nr. 1, S. 19–33
- [105] MOY, Stuart S. J. (Hrsg.): *FRP composites : Life extension and strengthening of metallic structures*. London : Thomas Telford, 2001 (ICE design and practice guides)
- [106] NAVIER, C.-L.-M.-H.: *Résumé des leçons données à l'école des ponts et chaussées, sur l'application de la mécanique à l'établissement des constructions et des machines*. 3. Aufl. Paris, 1864
- [107] NEUHAUS, H.: *Ingenieurholzbau : Grundlagen - Bemessung - Nachweise - Beispiele*. 4. Aufl. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2017
- [108] PASTERNAK, H. ; MEINZ, J. ; FELDMANN, M. ; VÖLLING, B. ; ABELN, B. ; DILGER, K. ; BÖHM, S. ; ULLMANN, M. ; UMMENHOFER, T. ; MEDGENBERG, J. ; GEIß, P.-L. ; WAGNER, A. ; HEISE, F.J.: *Neue Konstruktionen durch Einsatz von Klebeverbindungen im Stahlbau*. Düsseldorf : Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, 2008 (Forschung für die Praxis P 654)
- [109] POCIUS, A.V.: *Adhesion and Adhesives Technology*. 4. Aufl. München : Carl Hanser, 2021
- [110] PRÖBSTER, M.: *Elastisch Kleben*. Wiesbaden : Springer, 2013
- [111] RASCHE, M.: *Kleben im Kraftfahrzeugbau*. In: *Adhäsion* (1987), Nr. 9, S. 13–23
- [112] REISGEN, U. ; STEIN, L.: *Grundlagen der Fügetechnik*. Düsseldorf : DVS Media, 2016 (Fachbuchreihe Schweißtechnik Band 161)
- [113] RONDAL, J. ; MAQUOI, R.: *Formulations d'Ayrton-Perry pour le flambement des barres métalliques*. In: *Construction Métallique* (1979), Nr. 4, S. 41–53
- [114] RÖSSING, E.: *Die Rheinbrücke Germersheim - Ein Beispiel für die Anwendung von Klebevermörtelungen im Stahlbau*. 1968 (122)
- [115] ROSTÁSY, F.S. ; HOLZENKÄMPFER, P. ; HANKERS, C.: *Geklebte Bewehrung für die Verstärkung von Betonbauteilen*, Bd. 2. In: EIBL, J. (Hrsg.): *Betonkalender 1996* : Ernst & Sohn, 1996, S. 547–576
- [116] SCHLIMMER, M.: *Fliessverhalten plastisch kompressibler Werkstoffe*. RWTH Aachen. Dissertation. 1974

- [117] SCHLIMMER, M.: *Berechnung und Auslegung von Klebverbindungen (Teil 2+4)*. In: *adhäsion KLEBEN & DICHTEN* 48 (2004), Nr. 9, S. 40–45
- [118] SCHNERCH, D. ; DAWOOD, M. ; RIZKALLA, S. ; SUMNER, E.: *Proposed design guidelines for strengthening of steel bridges with FRP materials*. In: *Construction and Building Materials* 21 (2007), Nr. 5, S. 1001–1010
- [119] SCHULER, V. ; TWRDEK, J.: *Praxiswissen Schweißtechnik*. 6. Aufl. Wiesbaden, Heidelberg : Springer Vieweg, 2019
- [120] SCHÜRMAN, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 2. Aufl. Berlin, Heidelberg, New York : Springer, 2007
- [121] SCHWANER, KURT ; SESSING, J. ; SPANNINGER, K. ; ROBBACH, S. ; BEUTEL, T. ; KNOPP, V. ; MERK, P. ; KAUFMANN, P.: *Zukunft Holz. Statusbericht zum aktuellen Stand der Verwendung von Holz und Holzprodukten im Bauwesen und Evaluierung künftiger Entwicklungspotentiale*. Biberach, 2009
- [122] SEITZ, M.P.: *Tragverhalten längsversteifter Blechträger unter quergerichteter Krafteinleitung*. Stuttgart, Universität Stuttgart. Dissertation. 2005
- [123] SMITH, S.T. ; TENG, J.G.: *Interfacial stresses in plated beams*. In: *Engineering Structures* 23 (2001), Nr. 7, S. 857–871
- [124] SNEDDON, I.S.: Chapter IX - The Distribution of Stress in Adhesive Joints, 207-253. In: ELEY, D. D. (Hrsg.): *Adhesion*, 1961
- [125] STRANGHÖNER, N. ; LORENZ, C. ; FRIEDRICH, H.: *Instandsetzung und Verstärkung von Stahlbrücken mit Kategorie-1-Schäden*. In: *Stahlbau* 86 (2017), Nr. 7, S. 562–573
- [126] STRATFORD, T.: Strengthening of metallic structures with fibre-reinforced polymer (FRP) composites. In: HOLLAWAY, L. C.; TENG, J. G. (Hrsg.): *Strengthening and Rehabilitation of Civil Infrastructures Using Fibre-Reinforced Polymer (FRP) Composites* : Woodhead Publishing, 2008 (Woodhead Publishing Series in Civil and Structural Engineering), S. 215–234
- [127] STRATFORD, T. ; CADEI, J.: *Elastic analysis of adhesion stresses for the design of a strengthening plate bonded to a beam*. In: *Construction and Building Materials* 20 (2006), 1-2, S. 34–45
- [128] TÄLJSTEN, B.: *Strengthening of Beams by Plate Bonding*. In: *Journal of Materials in Civil Engineering* 9 (1997), Nr. 4, S. 206–212
- [129] THOMANN, M. ; LEBET, J.-P.: *Stahl-Beton-Haftverbindungen für Verbundbrücken – Versuche und Bemessung*. In: *Stahlbau* 76 (2007), Nr. 3, S. 193–202
- [130] TIMOSHENKO, S.P.: *History of strength of materials : With a brief account of the history of theory of elasticity and theory of structures*. New York : McGraw-Hill, 1953

- [131] TRITTLER, G. ; DÖRNEN, K.: *Die vorgespannte Klebeverbindung (VK-Verbindung), eine Weiterentwicklung der Verbindungstechnik im Stahlbau*. In: *Stahlbau* 33 (1964), Nr. 9, S. 257–269
- [132] TROMMER, G.: *Noch effizienter und präziser : Robotergestütztes Kleben*. In: *adhäsion KLEBEN & DICHTEN* 54 (2010), Nr. 10, S. 30–33
- [133] TSAI, M.-Y. ; MORTON, J.: *A Note on Peel Stresses in Single-Lap Adhesive Joints*. In: *Journal of Applied Mechanics* 61 (1994), Nr. 3, S. 712–715
- [134] ULGER, T.: *Strengthening Shear Deficient Thin-Walled Steel Beams by Bonding Pultruded GFRP Sections*. Louisiana State University and Agricultural and Mechanical College. Dissertation. 2016
- [135] ULGER, T. ; OKEIL, A.M.: *Strengthening by Stiffening: Fiber-Reinforced Plastic Configuration Effects on Behavior of Shear-Deficient Steel Beams*. In: *Journal of Composites for Construction* 21 (2017), Nr. 4
- [136] UMMENHOFER, T. ; ALBIEZ, M.: *Geklebte Stahl-Stahlguss-Verbindungen am Beispiel von Fachwerkknoten von Rundhohlprofil-Konstruktionen*. Düsseldorf : Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, 2015 (Forschung für die Praxis / Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. im Stahl-Zentrum P 884)
- [137] VOLKERSEN, O.: *Die Nietkraftverteilung in Zugbeanspruchten Nietverbindungen mit Konstanten Laschenquerschnitten*. In: *Luftfahrtforschung* (1938), Nr. 15, S. 41–48
- [138] VOLKERSEN, O.: *Die Schubkraftverteilung in Leim-, Niet- und Bolzenverbindungen*. In: *Energie und Technik* (1953), 3, 5 und 7, 68-71, 103-108, 150-154
- [139] WEISSBERG, V. ; ARCAN, M.: *A Uniform Pure Shear Testing Specimen for Adhesive Characterization*. In: JOHNSON, W. S. (Hrsg.): *Adhesively Bonded Joints: Testing, Analysis, and Design*. West Conshohocken : ASTM International, 1988, 28-28-11
- [140] WELLERSHOFF, F.: *Aussteifung von Gebäudehüllen durch randverklebte Glasscheiben*. In: *Stahlbau* 77 (2008), Nr. 1, S. 5–16
- [141] WINTER, G.: *Strength of Thin Steel Compression Flanges*. In: *Transactions of the American Society of Civil Engineers* 1947, Nr. 112, S. 527–554
- [142] WINTER, G.: *Commentary on the 1968 Edition of the Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members*. 1970

ANHANG

Anhang A1: Konzept der Parameterstudie zu Abs. 3.4.4

Die geometrischen Steuergrößen der Parameterstudie zu längsausgesteiften und auf konstantem Druck beanspruchten Platten entsprechen der in Bild A.1 dargestellten Geometrie.

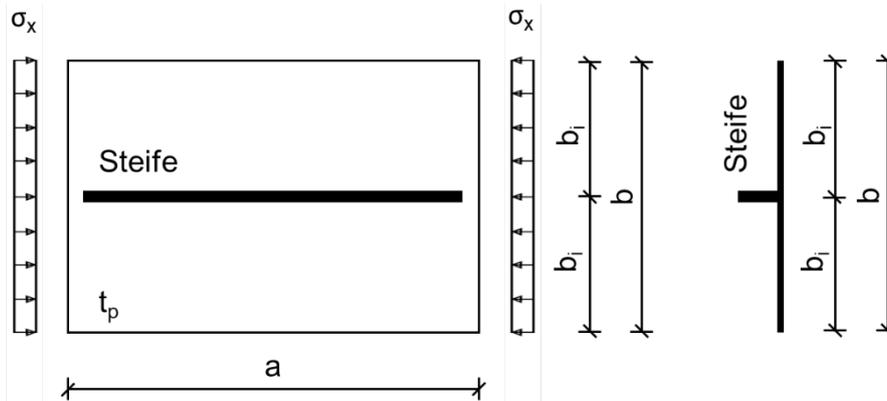


Bild A.1: Geometrie des Beulfeldes für die Parameterstudie

Die bezogene Steifigkeit der Längssteife γ ist als Steuergröße der Parameterstudie vorgegeben. Da die bezogene Steifigkeit jedoch von dem angesetzt an die Längssteife angrenzenden Plattenstreifen b' abhängig ist, muss die Steifenhöhe h_s iterativ ermittelt werden.

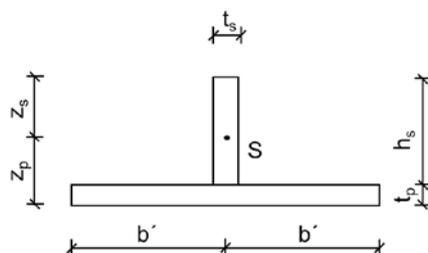
$$\gamma = \frac{10,92 \cdot I_{sl}'}{b \cdot t_p^3} = \frac{b \cdot I_{sl}'}{b \cdot D} \quad (\text{A.1})$$

mit

I_{sl}' Flächenträgheitsmoment der Steife unter Ansatz der angrenzenden Plattenstreifen der Breite b'

D Steifigkeit der Platte

$b' = (b_i/2; b_{eff}/2; 15 \cdot \varepsilon \cdot t; 10 \cdot \varepsilon \cdot t)$



Der Beulnachweis der längsausgesteiften Platte an einem Ersatzsystem nach Th.II.O. erfolgt unter Ansatz einer geometrischen Ersatzimperfektion $w_{0,pc}$. Die geometrische Ersatzimperfektion besteht anteilig aus einem Vorverformungsanteil aus Plattentragwirkung und aus Knickstabverhalten.

$$w_{opc} = w_{oc} - (w_{oc} - w_{op}) \cdot \xi \quad (\text{A.2})$$

mit

$$\xi = \frac{\sigma_{cr,p}'}{\sigma_{cr,c}'} - 1$$

Die kritischen Spannungen werden entsprechend den Angaben in DIN EN 1993-1-5, A.2.2 berechnet. Bei der kritischen Beulspannung $\sigma_{cr,p}$ handelt es sich um die Bettung k_f erweiterte kritische Knickspannung $\sigma_{cr,c}$.

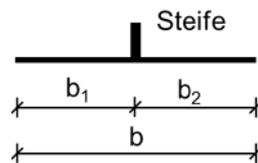
$$\sigma_{cr,p}' = \sigma_{cr,p,sl}' = \begin{cases} \frac{1,05 \cdot E}{A_{sl}'} \frac{\sqrt{I_{sl,1} \cdot t_p^3 \cdot b}}{b_1 \cdot b_2} & \text{für } a \geq a_c \\ \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{sl,1}}{A_{sl}' \cdot a^2} + \frac{E \cdot t_p^3 \cdot b \cdot a^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot (1 - \nu^2) \cdot A_{sl}' \cdot b_1^2 \cdot b_2^2} & \text{für } a < a_c \end{cases} \quad (\text{A.3})$$

mit

$$a_c = 4,33 \sqrt[4]{\frac{I_{sl,1} \cdot b_1^2 \cdot b_2^2}{t_3 \cdot b}}$$

A_{sl}' Steifenfläche inkl. angrenzender Plattenstreifen mit b'

b_1, b_2 Breite der angrenzenden Teilfelder



Die geometrische Ersatzimperfection $w_{o,p}$ für plattenartiges Verhalten und $w_{o,c}$ für knickstabähnliches Verhalten berechnet sich wie folgt:

$$w_{o,p} = a/400 \quad (\text{A.4})$$

$$w_{o,c} = a/d_c \quad (\text{A.5})$$

mit

$$d_c = 705 \cdot \alpha_e^2 - 1250 \cdot \alpha_e + 690$$

$$\alpha_e = \alpha + \frac{0,09}{i/e}$$

$$i = \sqrt{\frac{I_{sl,1}}{A_{sl,1}}}$$

$$e = \max(e_1, e_2) = \max(z_p, z_s)$$

$$\alpha = 0,49 \text{ (offene Steife)}$$

Die maximale Traglast des Ersatzsystems wird mit Hilfe einer iterativen Zielwertsuche bestimmt. Die maximale Traglast N_{St} bezieht sich dabei auf den geometrischen Einflussbereich der Längssteife mit jeweils der Hälfte der angrenzenden Breiten der Teilfelder. Die Steifenkraft berechnet sich wie folgt:

$$N_{x,St} = \sigma_x \cdot 2 \cdot \frac{b_i}{2} \cdot t_p \quad (\text{A.6})$$

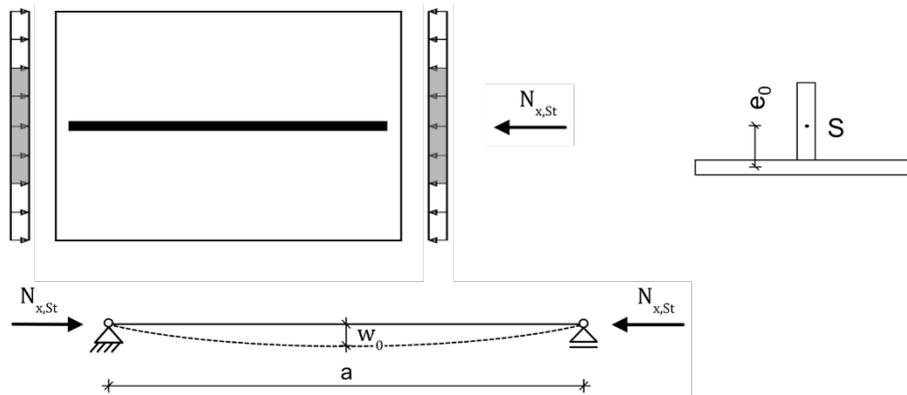


Bild A.2: Lasteinflussbreite des Längssteifennachweis am Ersatzsystem

Die Zielwertsuche zur Ermittlung der maximalen Traglast des Ersatzsystems erfolgt auf Grundlage einer Berechnung nach der Theorie II. Ordnung. Die Last wird dabei soweit gesteigert, bis in den äußeren Randfasern die Grenzspannung erreicht wird:

$$\begin{aligned} \sigma_x + \frac{M_{St,Th.II.O.} \cdot z_o}{I_{Sl'}} &\leq f_y / \gamma_{M1} \\ \frac{M_{St,Th.II.O.} \cdot z_u}{I_{Sl'}} &\leq f_y / \gamma_{M1} \end{aligned} \quad (\text{A.7})$$

Der Einfluss aus Th.II.O. wird mit Hilfe des Lasterhöhungsfaktors α_{II} berücksichtigt und wahlweise um den Dischingerfaktor von 0,273 für konstante Momentenbeanspruchung bei einer exzentrisc angreifenden Längsbeanspruchung erweitert. Das Biegemoment nach Th.II.O. ergibt sich aus dem Stich der geometrischen Ersatzimperfection w_0 sowie dem fakultativen Ansatz der Lastexzentrizität e_0 .

$$\begin{aligned} M_{St,Th.II.O.} &= \alpha_{II} \cdot M_{St} \\ &= \alpha_{II} \cdot [N_{St} \cdot w_0 + N_{St} \cdot e_0] \end{aligned} \quad (\text{A.8})$$

mit

$$\alpha_{II} = \frac{1 + 0,273 \frac{N}{N_{cr,pc}}}{1 - \frac{N}{N_{cr,pc}}} \quad \text{inkl. Lastexzentrizität}$$

$$\alpha_{II} = \frac{1}{1 - \frac{N}{N_{cr,pc}}} \hat{=} \frac{1}{1 - \frac{\sigma_{x,Ed}}{\sigma_{cr,pc}'}} \quad \text{ohne Lastexzentrizität}$$

$$N_{cr,pc} \hat{=} \sigma_{cr,pc}' = \sigma_{cr,c}' + (\sigma_{cr,p}' - \sigma_{cr,c}') \cdot \xi \quad \text{für } 0 \leq \xi < 1$$

$$N_{cr,pc} \hat{=} \sigma_{cr,pc}' = \sigma_{cr,p}' \quad \text{für } \xi \geq 1$$

Die Traglastermittlung am Gesamtfeldnachweis kann ebenfalls über eine Zielwertsuche durchgeführt werden, welche folgende Bedingung erfüllt:

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_x}{\rho_{c,x}}\right)^2} \leq f_y / \gamma_{M1} \quad (\text{A.9})$$

mit

$$\rho_{c,x} = (\rho_p - \chi_c) \cdot \xi \cdot (2 - \xi) + \chi_c$$

$$\xi = \frac{\sigma_{cr,p'}}{\sigma_{cr,c'}} - 1$$

Die Abminderungsfaktoren für plattenartiges und knickstabähnliches Verhalten ergeben sich entsprechend der Abminderungsfunktion aus DIN EN 1993-1-5:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,p}}} \quad \Rightarrow \rho_p$$

für den allgemeinen Fall mit $\alpha_p = 0,34$ und $\bar{\lambda}_{p0} = 0,70$

Abminderungsfaktoren knickstabähnliches Verhalten:

$$\bar{\lambda}_c = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,c}}} \quad \Rightarrow \chi_c$$

für KSL C mit $\alpha_p = 0,49$

Anhang A2: Querkontraktionszahlen diverser Kunststoffe**Tabelle A.1:** Richtwerte für Querkontraktionszahlen diverser Kunststoffe [101]

Querkontraktionszahl ν	Werkstoffe
0,30 – 0,35	Steife, spröde Kunststoffe: Duroplaste, amorphe Thermoplaste (PS, PMMA, PVC-U)
0,35 – 0,40	Steife, zähe Kunststoffe: Thermoplaste und Blends (PC, ABS, PVC-P, PA6, PA66, POM)
0,40 – 0,45	Weichere, zähe Kunststoffe: Thermoplaste (PE-HD, PP)
0,45 – 0,50	Weiche, hochelastische Kunststoffe: Thermoplaste und Elastomere (PE-LD, PB, PUR, TPE, TPU)

Anhang A3: Herleitung des analytischen Modells für SLJ nach Hart-Smith

Die vorliegende Herleitung nach *Hart-Smith* betrachtet ausschließlich die elastischen Spannungsanteile. Die elastische Schubspannung in der Klebefuge ergibt sich gem. Gl. (A.10) zu:

$$\tau_{(x)} = A_2 \cosh(2\lambda'x) + C_2 \quad (\text{A.10})$$

mit

$$\lambda' = \sqrt{\left[\frac{1+3(1-\nu^2)}{4}\right] \frac{2G_a}{t_a E t}}$$

$$A_2 = \frac{G_a}{t_a E t} \left[\bar{P} + \frac{6(1-\nu^2)M}{t} \right] \frac{1}{2\lambda' \sinh(2\lambda'c)}$$

$$C_2 = \frac{1}{2c} \left[\bar{P} - \frac{A_2}{\lambda'} \sinh(2\lambda'c) \right]$$

$$M = \bar{P} \left(\frac{t+t_a}{2} \right) \frac{1}{1+\xi c + \left(\frac{\xi^2 c^2}{6} \right)}$$

$$\xi^2 = \frac{\bar{P}}{D}$$

$$D = \frac{E t^3}{12(1-\nu^2)}$$

Für die in dieser Arbeit behandelten Stahlklebungen kann nach *Hart-Smith* keine elastisch-plastische Verteilung der Schälspannungen aufgrund der hohen Querdehnungsbehinderung durch die Fügeteile und dem inkompressiblen Polymerklebstoff angenommen werden. Für Fügeteile aus faserverstärktem Kunststoff kann sich ebenfalls keine elastisch-plastische Spannungsverteilung ausbilden, da bei Erreichen der maximalen Schälspannung meist ein laminares Versagen des Fügeteils vor dem Versagen der Klebschicht eintritt.

Die Schälspannungen in der Klebefuge nach Hart-Smith ergibt sich gem. Gl. (A.11) zu:

$$\sigma_{(x)} = A \cosh(\chi x) \cos(\chi x) + B \sinh(\chi x) \sin(\chi x) \quad (\text{A.11})$$

mit

$$\chi^4 = \frac{E_a}{2D t_a}$$

$$A = - \frac{E_a M [\sin(\chi c) - \cos(\chi c)]}{t_a D \chi^2 e^{(\chi c)}}$$

$$B = \frac{E_a M [\sin(\chi c) + \cos(\chi c)]}{t_a D \chi^2 e^{(\chi c)}}$$

Anhang A4: Vergleich des analyt. Spannungszustands am SLJ mit der FE

In den nachfolgenden Tabellen werden die Schubspannungsverläufe für die einfachüberlappte Klebung (engl. Single Lap Joint = SLJ) mit einer Überlappungslänge von $l_{\bar{u}} = 5,0$ bis $50,0$ mm, Fügeteildicken $1,0$ und $6,0$ mm sowie Klebschichtdicken von $0,2$ und $1,0$ mm nach den analytischen Modellen von *Tsai-Morton-Oplinger* (TMO); *Goland und Reissner* nach der Korrektur durch *Sneddon* sowie *Chen-Cheng* (GR); *Hart-Smith* (HS) sowie der zweidimensionalen FE-Analyse untersucht. Die Beanspruchung wird so angepasst, dass trotz zunehmender Überlappungslänge die nominelle Schubspannung konstant bleibt.

Tabelle A.2: Schubspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 5,0$ mm; $t_F = 1$ mm

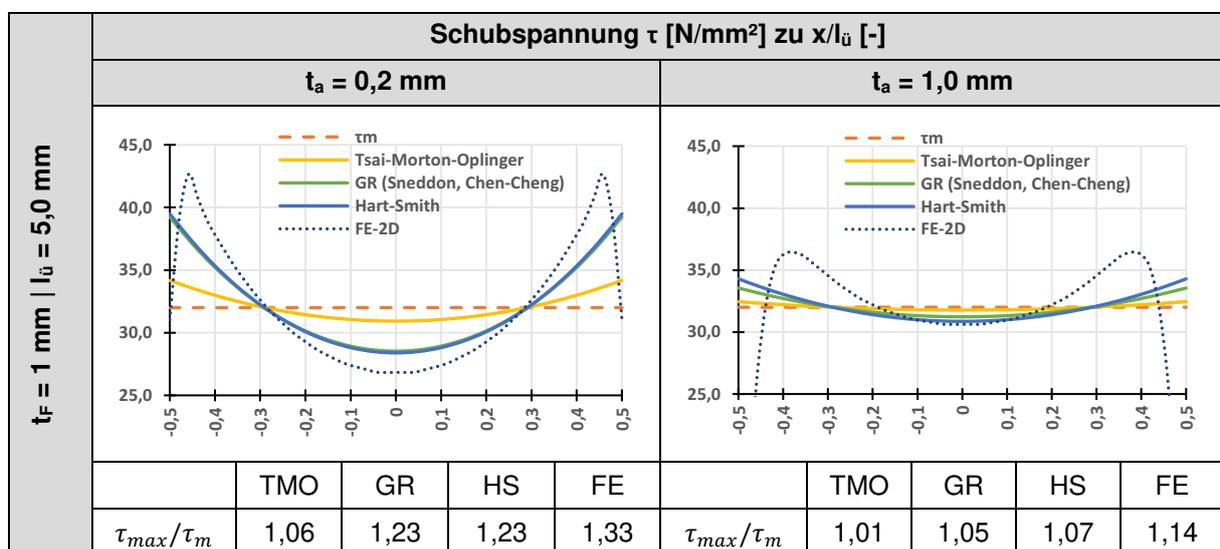


Tabelle A.3: Schälspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 5,0$ mm; $t_F = 1$ mm

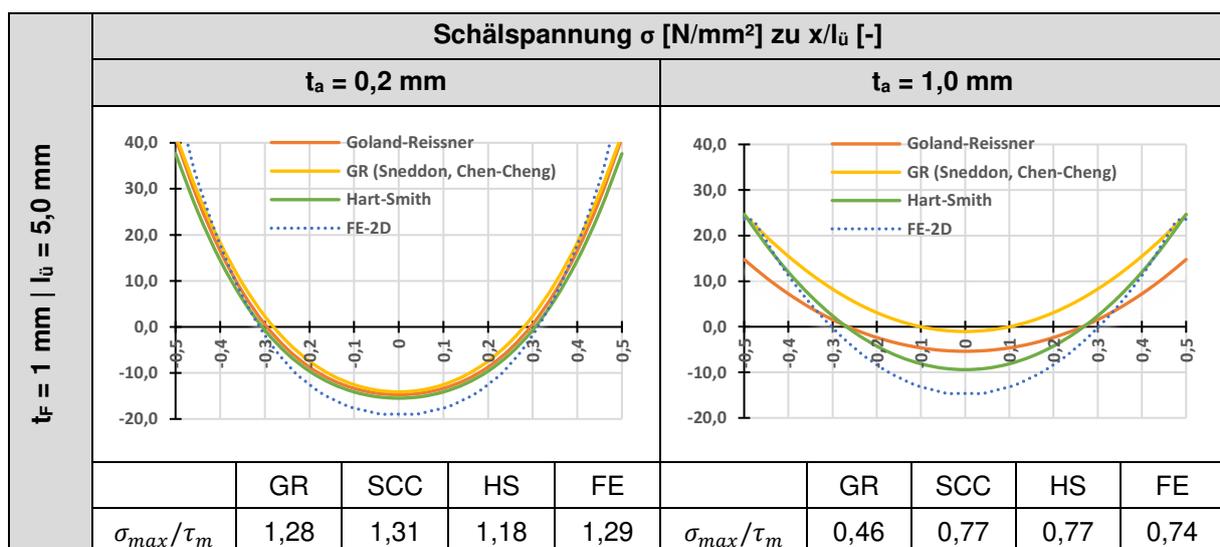


Tabelle A.4: Schubspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 5,0 \text{ mm}$; $t_F = 6 \text{ mm}$

		Schubspannung τ [N/mm ²] zu $x/l_{\bar{u}}$ [-]									
		$t_a = 0,2 \text{ mm}$					$t_a = 1,0 \text{ mm}$				
$t_F = 6 \text{ mm} \mid l_{\bar{u}} = 5,0 \text{ mm}$											
			TMO	GR	HS	FE		TMO	GR	HS	FE
	τ_{max}/τ_m		1,01	1,05	1,04	1,1	τ_{max}/τ_m	1	1,01	1,01	1,09

Tabelle A.5: Schälspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 5,0 \text{ mm}$; $t_F = 6 \text{ mm}$

		Schälspannung σ [N/mm ²] zu $x/l_{\bar{u}}$ [-]									
		$t_a = 0,2 \text{ mm}$					$t_a = 1,0 \text{ mm}$				
$t_F = 6 \text{ mm} \mid l_{\bar{u}} = 5,0 \text{ mm}$											
			GR	SCC	HS	FE		GR	SCC	HS	FE
	τ_{max}/τ_m		0,1	0,13	0,47	0,26	τ_{max}/τ_m	0,03	0,23	0,29	0,15

Tabelle A.6: Schubspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 12,5 \text{ mm}$; $t_F = 1 \text{ mm}$

		Schubspannung τ [N/mm ²] zu $x/l_{\bar{u}}$ [-]									
		$t_a = 0,2 \text{ mm}$					$t_a = 1,0 \text{ mm}$				
$t_F = 1 \text{ mm} \mid l_{\bar{u}} = 12,5 \text{ mm}$											
			TMO	GR	HS	FE		TMO	GR	HS	FE
	τ_{max}/τ_m		1,39	1,99	2	2,19	τ_{max}/τ_m	1,09	1,25	1,34	1,53

Tabelle A.7: Schälspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 12,5 \text{ mm}$; $t_F = 1 \text{ mm}$

		Schälspannung σ [N/mm ²] zu $x/l_{\bar{u}}$ [-]									
		$t_a = 0,2 \text{ mm}$					$t_a = 1,0 \text{ mm}$				
$t_F = 1 \text{ mm} \mid l_{\bar{u}} = 12,5 \text{ mm}$											
			GR	SCC	HS	FE		GR	SCC	HS	FE
	σ_{max}/τ_m		2,43	2,37	2,3	2,36	σ_{max}/τ_m	1,15	1,53	1,72	1,7

Tabelle A.8: Schubspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 12,5 \text{ mm}$; $t_F = 6 \text{ mm}$

		Schubspannung τ [N/mm ²] zu $x/l_{\bar{u}}$ [-]									
		$t_a = 0,2 \text{ mm}$					$t_a = 1,0 \text{ mm}$				
$t_F = 6 \text{ mm} \mid l_{\bar{u}} = 12,5 \text{ mm}$											
			TMO	GR	HS	FE		TMO	GR	HS	FE
	τ_{max}/τ_m		1,27	1,23	1,24	1,34	τ_{max}/τ_m	1,01	1,06	1,06	1,09

Tabelle A.9: Schälspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 12,5 \text{ mm}$; $t_F = 6 \text{ mm}$

		Schälspannung σ [N/mm ²] zu $x/l_{\bar{u}}$ [-]									
		$t_a = 0,2 \text{ mm}$					$t_a = 1,0 \text{ mm}$				
$t_F = 6 \text{ mm} \mid l_{\bar{u}} = 12,5 \text{ mm}$											
			GR	SCC	HS	FE		GR	SCC	HS	FE
	σ_{max}/τ_m		1,05	0,94	1,07	1,11	σ_{max}/τ_m	0,26	0,32	0,5	0,32

Tabelle A.10: Schubspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 25\text{mm}$; $t_F = 1\text{mm}$

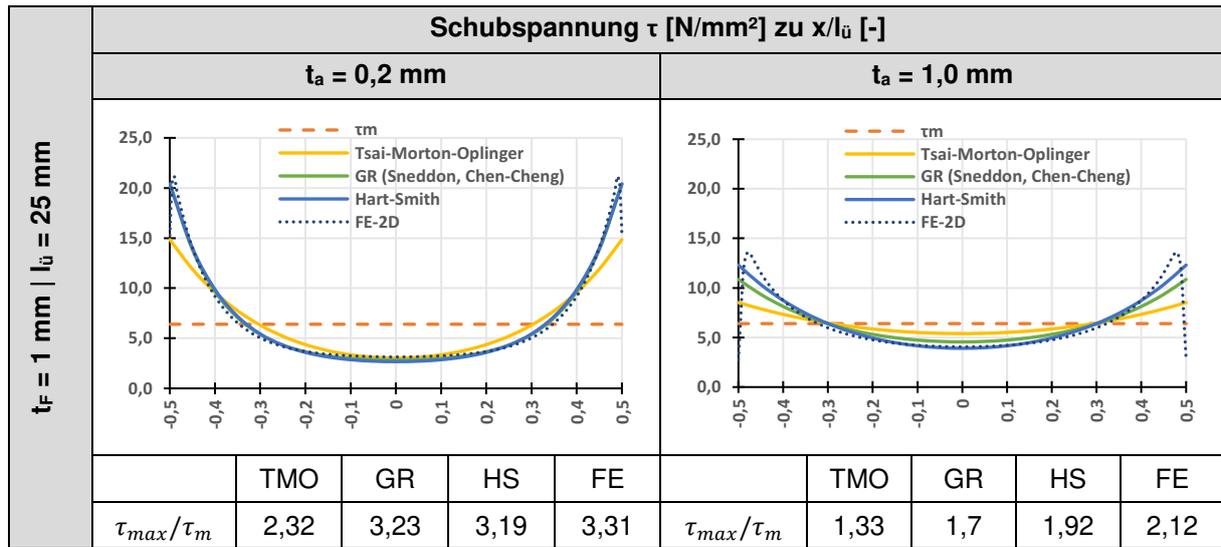


Tabelle A.11: Schälspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 25\text{ mm}$; $t_F = 1\text{mm}$

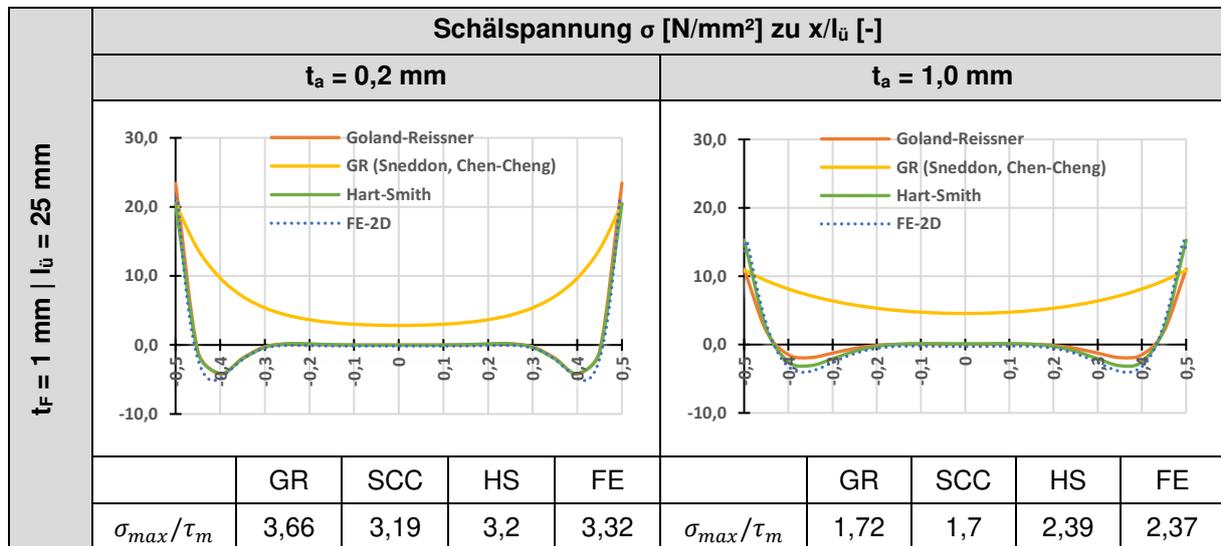


Tabelle A.12: Schubspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 25\text{mm}$; $t_F = 6\text{mm}$

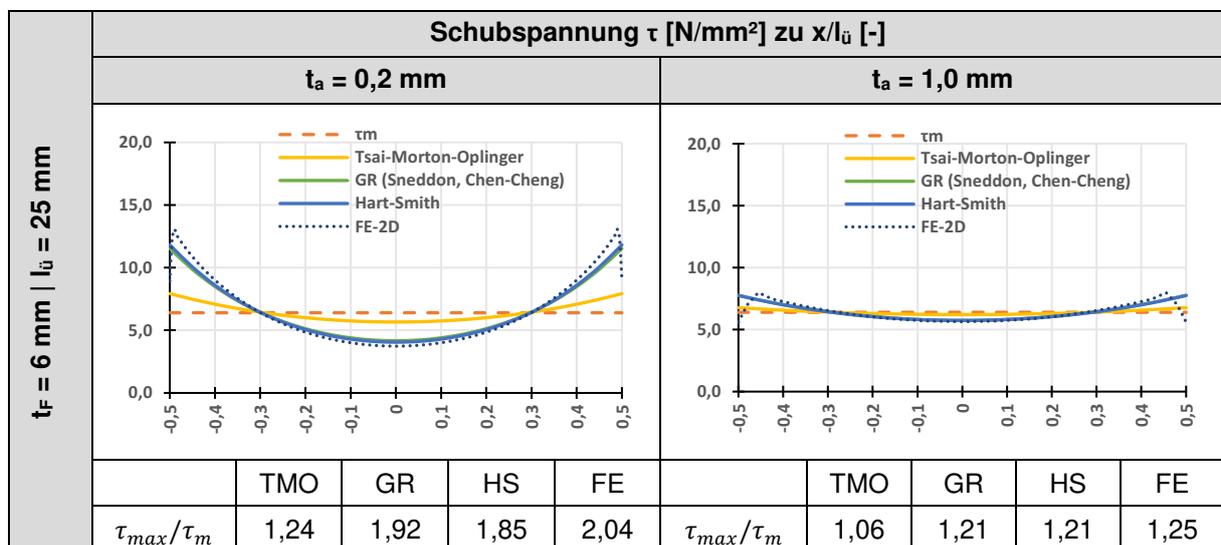


Tabelle A.13: Schälspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 25 \text{ mm}$; $t_F = 6 \text{ mm}$

$t_F = 6 \text{ mm} \mid l_{\bar{u}} = 25 \text{ mm}$		Schälspannung σ [N/mm ²] zu $x/l_{\bar{u}}$ [-]									
		$t_a = 0,2 \text{ mm}$					$t_a = 1,0 \text{ mm}$				
	GR	SCC	HS	FE		GR	SCC	HS	FE		
σ_{max}/τ_m	2,71	2,54	2,42	2,8	σ_{max}/τ_m	1,19	1,18	1,15	1,27		

Tabelle A.14: Schubspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 50 \text{ mm}$; $t_F = 1 \text{ mm}$

$t_F = 1 \text{ mm} \mid l_{\bar{u}} = 50 \text{ mm}$		Schubspannung τ [N/mm ²] zu $x/l_{\bar{u}}$ [-]									
		$t_a = 0,2 \text{ mm}$					$t_a = 1,0 \text{ mm}$				
	TMO	GR	HS	FE		TMO	GR	HS	FE		
τ_{max}/τ_m	4,54	5,23	4,82	5,09	τ_{max}/τ_m	2,13	2,61	2,85	2,85		

Tabelle A.15: Schälspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 50 \text{ mm}$; $t_F = 1 \text{ mm}$

$t_F = 1 \text{ mm} \mid l_{\bar{u}} = 50 \text{ mm}$		Schälspannung σ [N/mm ²] zu $x/l_{\bar{u}}$ [-]									
		$t_a = 0,2 \text{ mm}$					$t_a = 1,0 \text{ mm}$				
	GR	SCC	HS	FE		GR	SCC	HS	FE		
σ_{max}/τ_m	5,28	4,91	3,68	4,5	σ_{max}/τ_m	1,6	2,7	2,74	2,88		

Tabelle A.16: Schubspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 50\text{mm}$; $t_F = 6\text{mm}$

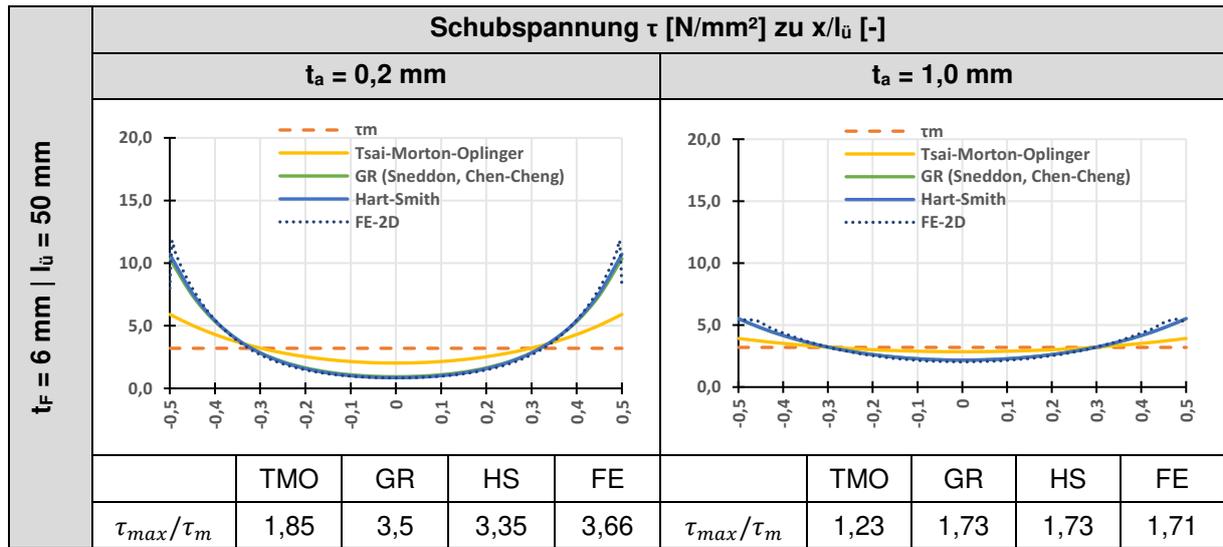
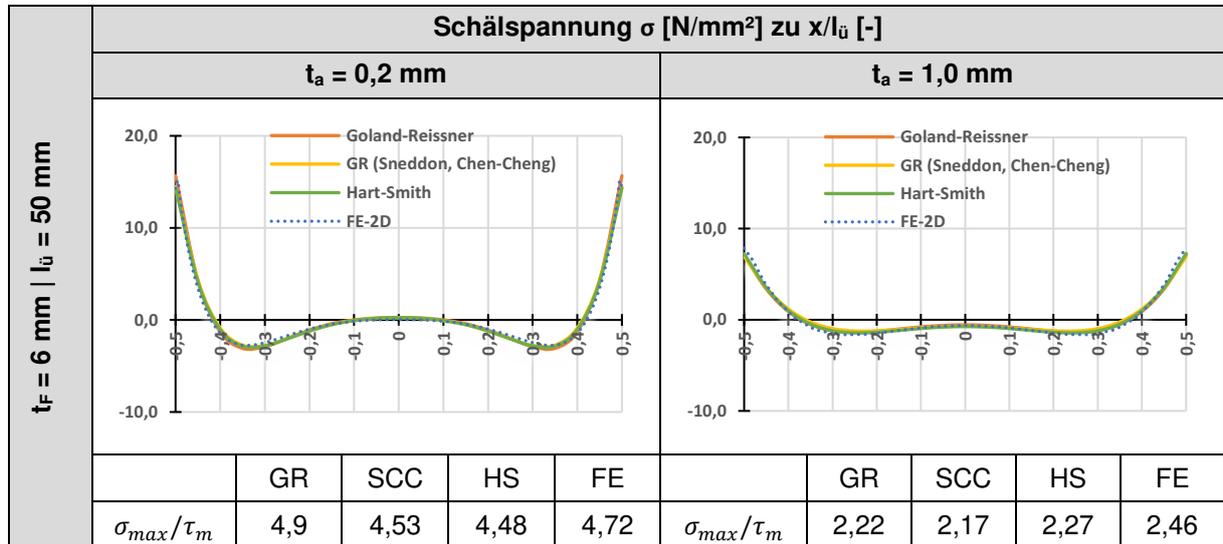


Tabelle A.17: Schälspannungsverteilung an SLJ für $l_{\bar{u}} = 50\text{ mm}$; $t_F = 6\text{mm}$



$$\gamma = \frac{du(x,y)}{dy} + \frac{dv(x,y)}{dx} \quad (\text{A.12})$$

$$\tau(x) = G_a \left(\frac{du(x,y)}{dy} + \frac{dv(x,y)}{dx} \right) \quad (\text{A.13})$$

$$\frac{d\tau(x)}{dx} = G_a \left(\frac{d^2u(x,y)}{dx dy} + \frac{d^2v(x,y)}{dx^2} \right) \quad (\text{A.14})$$

mit

G_a Schubmodul des Klebstoffes

Die Krümmung eines differentiellen Elementes kann in Abhängigkeit des Biegemoment $M_t(x)$ nach Gl. (A.15) formuliert werden.

$$\frac{d^2v(x)}{dx^2} = -\frac{1}{(EI)_t} M_t(x) \quad (\text{A.15})$$

mit

$(EI)_t$ Biegesteifigkeit des Systems

Unter der Annahme, dass die Schubspannungen sich nicht über die Dicke der Klebefuge ändern, muss sich die Verschiebung $u(x,y)$ linear über die Klebschichtdicke ändern, sodass die Schubgleitung gem. Gl. (A.16) vereinfacht werden kann und in der differentiellen Betrachtung Gl.(A.17) entspricht. Dadurch kann Gl.(A.14) zu Gl. (A.18) umgeschrieben werden.

$$\frac{du}{dy} = \frac{1}{t_a} [u_2(x) - u_1(x)] \quad (\text{A.16})$$

$$\frac{d^2u}{dx dy} = \frac{1}{t_a} \left(\frac{du_2(x)}{dx} - \frac{du_1(x)}{dx} \right) \quad (\text{A.17})$$

$$\frac{d\tau(x)}{dx} = \frac{G_a}{t_a} \left(\frac{du_2(x)}{dx} - \frac{du_1(x)}{dx} - \frac{t_a}{(EI)_t} M_t(x) \right) \quad (\text{A.18})$$

mit

u_1 und u_2 als Längsverschiebung am unteren Rand des Querschnitts 1 bzw. am oberen Rand des Querschnitts 2

Zur Berechnung der Biegesteifigkeit des Systems $(EI)_t$ müssen die Schubspannungen in der Klebschicht berücksichtigt werden, was die Lösung verkomplizieren würde. Da der dritte Term der Gl. (A.18) sehr klein ist, wird dieser in der weiteren Herleitung nicht weiter berücksichtigt.

Die Dehnungen an der Unterseite von Querschnitt 1 und an der Oberseite von Querschnitt 2 ergeben sich gem. Gl. (A.19) und Gl. (A.20).

$$\varepsilon_1(x) = \frac{du_1}{dx} = \frac{y_1}{E_1 A_1} M_1(x) - \frac{1}{E_1 A_1} N_1(x) + \frac{y_1}{G_1 \alpha A_1} [q + b_2 \sigma(x)] \quad (\text{A.19})$$

$$\varepsilon_2(x) = \frac{du_2}{dx} = \frac{y_2}{E_2 A_2} M_2(x) - \frac{1}{E_2 A_2} N_2(x) + \frac{y_2}{G_2 \alpha A_2} b_2 \sigma(x) \quad (\text{A.20})$$

mit

b_2 Breite des Querschnitts 1

E Elastizitätsmodul

G Schubmodulmodul

I_y, A Flächenträgheitsmoment und Querschnittsfläche

y_i Schwerpunktlage der Teilquerschnitte ausgehend von der Klebschicht

α wirksame Schubflächenfaktor (für Rechteckquerschnitte $\alpha = 5/6$)

Horizontales Gleichgewicht zwischen Querschnitt 1 und 2 ergibt Gl. (A.21).

$$\frac{dN_1(x)}{dx} = \frac{dN_2(x)}{dx} = b_2 \tau(x) \quad (\text{A.21})$$

mit

$$N_1(x) = N_2(x) = N(x) = b_2 \int_0^x \tau(x) dx \quad (\text{A.22})$$

Unter der Annahme, dass die Biegung in Querschnitt 1 und 2 gleich sind gilt Gl. (A.23), sodass sich das folgende Momentengleichgewicht ergibt:

$$M_1(x) = R M_2(x) \quad (\text{A.23})$$

mit

$$R = \frac{E_1 I_1}{E_2 I_2} \quad (\text{A.24})$$

$$M_T(x) = M_1(x) + M_2(x) + N(x)(y_1 + y_2 + t_a) \quad (\text{A.25})$$

Das Biegemoment in den Beiden Teilquerschnitten sowie die erste Ableitung dieser ergibt sich in Funktion der aufgebrachtten Einwirkung und der Schubspannungen in der Klebschicht gem. Gl. (A.26) bis (A.29).

$$M_1(x) = \frac{R}{(R+1)} \left[M_T(x) - b_2 \int_0^x \tau(x) (y_1 + y_2 + t_a) dx \right] \quad (\text{A.26})$$

$$M_2(x) = \frac{R}{(R+1)} \left[M_T(x) - b_2 \int_0^x \tau(x) (y_1 + y_2 + t_a) dx \right] \quad (\text{A.27})$$

$$\frac{dM_1(x)}{dx} = V_1(x) = \frac{R}{(R+1)} \left[V_T(x) - b_2 \tau(x) (y_1 + y_2 + t_a) \right] \quad (\text{A.28})$$

$$\frac{dM_2(x)}{dx} = V_2(x) = \frac{R}{(R+1)} \left[V_T(x) - b_2 \tau(x) (y_1 + y_2 + t_a) \right] \quad (\text{A.29})$$

Substitution von Gl. (A.19) und Gl. (A.20) in Gl. (A.18) und differenzieren führt zu:

$$\begin{aligned} \frac{d^2\tau(x)}{dx^2} = \frac{G_a}{t_a} & \left(-\frac{y_2 d M_2(x)}{E_2 I_2 dx} + \frac{1 d N_2(x)}{E_2 A_2 dx} + \frac{y_2}{G_2 \alpha A_2} b_2 \frac{d\sigma(x)}{dx} \right. \\ & - \frac{y_1 d M_1(x)}{E_1 I_1 dx} + \frac{1 d N_1(x)}{E_1 A_1 dx} \\ & \left. - \frac{y_1 dq}{G_1 \alpha A_1 dx} - \frac{y_1}{G_1 \alpha A_1} b_2 \frac{d\sigma(x)}{dx} \right) \end{aligned} \quad (\text{A.30})$$

Substituieren der Schubkräfte aus Gl. (A.29) und Gl. (A.30) sowie der Axialkräfte aus Gl. (A.23) in Gl. (A.30) ergibt die führende Differentialgleichung des Schubspannungszustand in der Klebschicht gem. Gl. (A.31).

$$\begin{aligned} \frac{d^2\tau(x)}{dx^2} - \frac{G_a b_2}{t_a} & \left(-\frac{(y_1+y_2)(y_1+y_2+t_a)}{E_1 I_1 + E_2 I_2} + \frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_2 A_2} \right) \tau(x) = \\ \frac{G_a}{t_a} & \left(\frac{y_1+y_2}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \right) V_T(x) - \frac{G_a y_1 dq}{t_a G_1 \alpha A_1 dx} - \frac{G_a b_2}{\alpha t_a} \left(\frac{y_1}{G_1 A_1} - \frac{y_2}{G_2 A_2} \right) \frac{d\sigma(x)}{dx} \end{aligned} \quad (\text{A.31})$$

Die **Normalspannung** in der Klebefuge kann in Funktion der vertikalen Verschiebungen v_1 und v_2 gem. Gl. (A.32) ausgedrückt werden.

$$\sigma(x) = \frac{E_a}{t_a} [v_2(x) - v_1(x)] \quad (\text{A.32})$$

Das Gleichgewicht an Querschnitt 1 und 2 unter Vernachlässigung von Effekten aus Th. II. Ordnung führt zu den in Gl. (A.33) bis (A.38) angegebenen Zusammenhängen.

Querschnitt 1:

$$\frac{d^2 v_1(x)}{dx^2} = -\frac{1}{E_1 I_1} M_1(x) - \frac{1}{G_1 \alpha A_1} [q + b_2 \sigma(x)] \quad (\text{A.33})$$

$$\frac{dM_1(x)}{dx} = V_1(x) - b_2 y_1 \tau(x) \quad (\text{A.34})$$

$$\frac{dV_1(x)}{dx} = -b_2 \sigma(x) - q \quad (\text{A.35})$$

Querschnitt 2:

$$\frac{d^2 v_2(x)}{dx^2} = -\frac{1}{E_2 I_2} M_2(x) - \frac{1}{G_2 \alpha A_2} b_2 \sigma(x) \quad (\text{A.36})$$

$$\frac{dM_2(x)}{dx} = V_2(x) - b_2 y_2 \tau(x) \quad (\text{A.37})$$

$$\frac{dV_2(x)}{dx} = b_2 \sigma(x) \quad (\text{A.38})$$

Auf das oben aufgeführte Gleichgewicht basierend kann die Differentialgleichung der Durchbiegung von Querschnitt 1 und 2 in Funktion der Schub- und Normalspannungen in der Klebschicht gem. Gl. (A.39) und (A.40) ausgedrückt werden.

Querschnitt 1:

$$\frac{d^4 v_1(x)}{dx^4} = \frac{1}{E_1 I_1} b_2 \sigma(x) - \frac{1}{G_1 \alpha A_1} b_2 \frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} + \frac{y_1}{E_1 I_1} b_2 \frac{d\tau(x)}{dx} + \frac{1}{E_1 I_1} q - \frac{1}{G_1 \alpha A_1} \frac{d^2 q}{dx^2} \quad (\text{A.39})$$

Querschnitt 2:

$$\frac{d^4 v_2(x)}{dx^4} = -\frac{1}{E_2 I_2} b_2 \sigma(x) + \frac{1}{G_2 \alpha A_2} b_2 \frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} + \frac{y_2}{E_2 I_2} b_2 \frac{d\tau(x)}{dx} \quad (\text{A.40})$$

Substituieren von Gl. (A.39) und (A.66) in die vierte Ableitung von Gl. (A.32) ergibt die nachfolgende führende Differentialgleichung der Klebschicht-Normalspannungen.

$$\begin{aligned} \frac{d^4 \sigma(x)}{dx^4} &= -\frac{E_a b_2}{\alpha t_a} \left(\frac{1}{G_1 + A_1} + \frac{1}{G_1 + A_2} \right) \frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} \\ &\quad + \frac{E_a b_2}{t_a} \left(\frac{1}{E_1 I_1} + \frac{1}{E_2 I_2} \right) \sigma(x) \\ &= -\frac{E_a b_2}{t_a} \left(\frac{y_1}{E_1 I_1} + \frac{y_2}{E_2 I_2} \right) \frac{d\tau(x)}{dx} - \frac{E_a}{t_a} \frac{1}{E_1 I_1} q + \frac{E_a}{t_a} \frac{1}{G_1 \alpha A_1} \frac{d^2 q}{dx^2} \end{aligned} \quad (\text{A.41})$$

Eine **allgemeine Lösung** ist aufgrund der gekoppelten Differentialgleichungen aus Gl. (A.31) und (A.41) nicht ohne weiteres möglich. Zur Trennung der beiden Gleichungen werden die Schubverformungen in den Teilquerschnitten vernachlässigt, sodass die Formulierung der Schubspannung auf Gl. (A.42) vereinfacht werden kann.

$$\begin{aligned} \frac{d^2 \tau(x)}{dx^2} - \frac{G_a b_2}{t_a} \left(\frac{(y_1 + y_2)(y_1 + y_2 + t_a)}{E_1 I_1 + E_2 I_2} + \frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_2 A_2} \right) \tau(x) \\ + \frac{G_a}{t_a} \left(\frac{y_1 + y_2}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \right) V_T(x) = 0 \end{aligned} \quad (\text{A.42})$$

Die allgemeine Lösung ergibt sich unter der Annahme, dass $d^2 \tau(x)/dx^2 = 0$ für eine Gleichstreckenlast gem. Gl. (A.43).

$$\tau(x) = B_1 \cosh(\lambda x) B_2 \sinh(\lambda x) + m_1 V_T(x) \quad (\text{A.43})$$

mit

$$\lambda^2 = \frac{G_a b_2}{t_a} \left(\frac{(y_1 + y_2)(y_1 + y_2 + t_a)}{E_1 I_1 + E_2 I_2} + \frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_2 A_2} \right) \quad (\text{A.44})$$

$$m_1 = \frac{G_a}{t_a \lambda^2} \left(\frac{y_1 + y_2}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \right) \quad (\text{A.45})$$

Die gekürzte Form der Differentialgleichung für Normalspannungen ergibt sich unter Vernachlässigung der Schubverformung der Querschnittsteile gem. Gl. (A.46).

$$\frac{d^4 \sigma(x)}{dx^4} + \frac{E_a b_2}{t_a} \left(\frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_2 A_2} \right) \sigma(x) + \frac{E_a b_2}{t_a} \left(\frac{y_1}{E_1 I_1} - \frac{y_2}{E_2 I_2} \right) \frac{d\tau(x)}{dx} + \frac{E_a}{t_a E_1 I_1} q = 0 \quad (\text{A.46})$$

Die allgemeine Lösung dieser Differentialgleichung vierter Ordnung formuliert sich entsprechend Gl. (A.66). Für große Werte x wird angenommen, dass die Normalspannung gegen 0 geht und $C_3 = C_4 = 0$, sodass die allgemeine Lösung zu Gl. (A.47) vereinfacht werden kann.

$$\sigma(x) = e^{-\beta x} [C_1 \cos(\beta x) + C_2 \sin(\beta x)] - n_1 \frac{d-L(x)}{dx} - n_2 q \quad (\text{A.47})$$

mit

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{E_a b_2}{4 t_a} \left(\frac{1}{E_1 I_1} + \frac{1}{E_2 I_1} \right)} \quad (\text{A.48})$$

$$n_1 = \left(\frac{y_1 E_2 I_2 - y_2 E_1 I_1}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \right) \quad (\text{A.49})$$

$$n_2 = \frac{E_2 I_2}{b_2 (E_1 I_1 + E_2 I_2)} \quad (\text{A.50})$$

Bei einer Gleichstreckenlast kann die Gl. (A.43) auf Gl. (A.51) vereinfacht werden, wobei q der Gleichstreckenlast entspricht.

$$\tau(x) = B_1 \cos h(\lambda x) x B_2 \sin h(\lambda x) + m_1 q \left(\frac{L}{2} - x - a \right) \quad (\text{A.51})$$

$$0 \leq x \leq L_p$$

Zur Lösung der Integrationskonstanten kann am Ende des Querschnittes 2 ($x=0$) angenommen werden, dass $M_2(0) = 0$ und die Längskraft $N_2(0) = 0$. Das Biegemoment im Querschnitt 1 an der Stelle $x = 0$ ergibt sich gem. Gl. (A.52).

$$M_1(0) = M_T(0) = \frac{q a}{2} (L - a) \quad (\text{A.52})$$

Substituieren von Gl. (A.19) und Gl. (A.20) unter Vernachlässigung der Schubverformung in Gl. (A.18) unter Ansatz der oben genannten Randbedingung ergibt Gl. (A.53).

$$\left. \frac{d\tau(x)}{dx} \right|_{x=0} = -m_2 M_T(0) \quad (\text{A.53})$$

mit

$$m_2 = \frac{G_a y_1}{t_a E_1 I_1} \quad (\text{A.54})$$

Substituieren von Gl. (A.43) in Gl. (A.53) führt zu:

$$B_2 = -\frac{m_2 q a}{\lambda \cdot 2} (L - a) + \frac{m_1}{\lambda} q \quad (\text{A.55})$$

Die zweite Randbedingung geht von einem Nullpunkt der Klebschicht Schubspannungen in Feldmitte aus, sodass die Integrationskonstante B_1 gem. Gl. (A.56) beschrieben werden kann. Für die praktischen Fälle $\lambda L_p/2 > 10$ und $\tanh(\lambda L_p/2) \approx 1$ vereinfacht sich der Ausdruck auf Gl. (A.57).

$$B_1 = \frac{m_2 q a}{\lambda \cdot 2} (L - a) \tanh\left(\frac{\lambda L_p}{2}\right) - \frac{m_1}{\lambda} q \tanh\left(\frac{\lambda L_p}{2}\right) \quad (\text{A.56})$$

$$B_1 = \frac{m_2 q a}{\lambda \cdot 2} (L - a) - \frac{m_1}{\lambda} q = -B_2 \quad (\text{A.57})$$

Einsetzen von B_1 und B_2 in Gl. (A.51) gibt die allgemeine Lösung der Schubspannung in der Klebschicht für eine Gleichstreckenlast:

$$\tau(x) = \left[\frac{m_2 a}{2} (L - a) - m_1 \right] \frac{q e^{-\lambda x}}{\lambda} + m_1 q \left(\frac{L}{2} - a - x \right) \quad (\text{A.58})$$

Die zuvor aufgeführte erste Randbedingung gem. Gl. (A.52) sowie zweifaches Ableiten von Gl. (A.32) und substituieren von Gl. (A.33) und (A.36) in den resultierenden Ausdruck führt zu Gl. (A.59).

$$\left. \frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} \right|_{x=0} = \frac{E_a}{t_a} \left(\frac{1}{E_1 I_1} M_1(0) - \frac{1}{E_2 I_2} M_2(0) \right) = \frac{E_a}{t_a E_1 I_1} M_T(0) \quad (\text{A.59})$$

Die nächste Randbedingung berücksichtigt die Schubspannungen am Ende des Querschnittes 2 und im Querschnitt 1. Die dreifache Ableitung von Gl. (A.32) und substituieren von Gl. (A.34) und (A.37) in den resultierenden Ausdruck führt zu folgender Beziehung am Ende des Querschnittes 2 bei $x = 0$:

$$\left. \frac{d^3 \sigma(x)}{dx^3} \right|_{x=0} = \frac{E_a}{t_a} \left(\frac{1}{E_1 I_1} V(0) - \frac{1}{E_2 I_2} V_2(0) \right) - \frac{E_a b_2}{t_a} \left(\frac{y_1}{E_1 I_1} - \frac{y_2}{E_2 I_2} \right) \tau(0) \quad (\text{A.60})$$

Da $V_2(0) = 0$ und $V_1(0) = V_T(0)$ gilt, kann Gl. (A.60) vereinfacht werden zu:

$$\left. \frac{d^3 \sigma(x)}{dx^3} \right|_{x=0} = \frac{E_a}{t_a E_1 I_1} V_T(0) - n_3 \tau(0) \quad (\text{A.61})$$

mit

$$n_3 = \frac{E_a b_2}{t_a} \left(\frac{y_1}{E_1 I_1} - \frac{y_2}{E_2 I_2} \right) \quad (\text{A.62})$$

Weitere Ableitungen von Gl. (A.47) führen zu den in Gl. (A.63) und (A.64) angegebenen Ausdrücken für $x = 0$.

$$\left. \frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} \right|_{x=0} = -2\beta^2 C_2 - n_1 \left. \frac{d^3 \tau(x)}{dx^3} \right|_{x=0} - n_2 \frac{d^2 q}{dx^2} \quad (\text{A.63})$$

und

$$\left. \frac{d^3 \sigma(x)}{dx^3} \right|_{x=0} = 2\beta^3 C_1 + 2\beta^3 C_2 - n_1 \left. \frac{d^4 \tau(x)}{dx^4} \right|_{x=0} - n_2 \frac{d^3 q}{dx^3} \quad (\text{A.64})$$

Da Ableitungen höherer Ordnung der Gleichstreckenlast q zu Null gehen und substituieren der Randbedingungen in Gl. (A.63) und (A.64) ermöglicht die Lösung der Integrationskonstanten C_1 und C_2 wie folgt:

$$C_1 = \frac{E_a}{2\beta^3 t_a E_1 I_1} [V_T(0) + \beta M_T(0)] - \frac{n_3}{2\beta^3} \tau(0) + \frac{n_1}{2\beta^3} \left(\frac{d^4 \tau(0)}{dx^4} + \beta \frac{d^3 \tau(0)}{dx^3} \right) \quad (\text{A.65})$$

und

$$C_2 = -\frac{E_a}{2\beta^2 t_a E_1 I_1} M_T(0) - \frac{n_1}{2\beta^2} \frac{d^3 \tau(0)}{dx^3} \quad (\text{A.66})$$

Analytische Lösung nach Deng, Lee und Moy

Die analytische Lösung des inneren Beanspruchungszustand der Klebschicht für aufgeklebte diskontinuierliche Verstärkungen nach *Deng, Lee und Moy* (Deng et al. 2004) unterliegen den folgenden Annahmen, damit die für den Schub- und Schälspannungszustand gekoppelten Differentialgleichungen lösbar sind:

- Alle Materialien verhalten sich linear elastisch
- Die Scher -und Schälspannung ändern sich nicht über die Dicke der Klebeschicht
- Schubverformungen der Querschnitte werden vernachlässigt
- Biegeverformung des Klebstoffes wird vernachlässigt
- Schubspannungsberechnung vernachlässigt die Biegung des Querschnitt 2

Nachfolgend wird die Herleitung der **Schubspannungen** in der Klebschicht nach *Deng, Lee und Moy* (Deng et al. 2004) aufgeführt. Hierbei kann das Kräftegleichgewicht am Teilquerschnitt 2 in Längsrichtung mit der Länge dx und der Breite b_a gem. Gl. (A.67) und in Querrichtung gem. Gl. (A.68) formuliert werden.

$$(N_2 + dN_2) - N_2 - \tau b_a dx = 0 \quad \leftrightarrow \quad \frac{dN_2}{dx} = b_a \tau \quad (\text{A.67})$$

$$V_2 + dV_2 + \sigma b_a dx - V_2 = 0 \quad \leftrightarrow \quad \frac{dN_2}{dx} = b_a \tau \quad (\text{A.68})$$

Für den Teilquerschnitt 1 entsprechen die Kräftegleichgewichte in Längsrichtung Gl. (A.69) und in Querrichtung Gl. (A.70).

$$\frac{1}{b_a} \frac{dN_1}{dx} = -\tau \quad (\text{A.69})$$

$$\frac{dV_1}{dx} = b_a \sigma - q \quad (\text{A.70})$$

Das Kräftegleichgewicht am zusammengesetzten Querschnitt ergibt sich in Längsrichtung gem. Gl. (A.71). Das Momentengleichgewicht am Gesamtquerschnitt kann nach Gl. (A.72) formuliert werden.

$$N_1 = -N_2 \quad (\text{A.71})$$

$$M_1 + M_2 + M_a - N_1 \left(\frac{t_1}{2} + t_a + \frac{t_2}{2} \right) = M(x) \quad (\text{A.72})$$

mit

$$M_a = - \int_0^x \tau(t) t_a dt = t_a N_1$$

Unter der Annahme, dass $M_2 = 0$ gilt:

$$M_1 = N_1 \left(t_{1/2} + t_{2/2} \right) + M(x)$$

$M(x)$) entspricht dem aufgebrauchten Moment

Unter der Annahme elastischen Verhaltens der Klebschicht kann die Schubgleitung γ gemäß Gl. (A.73) formuliert werden.

$$\gamma = \frac{du(x,y)}{dy} + \frac{dv(x,y)}{dx} \quad (\text{A.73})$$

mit

$u(x, y)$ und $v(x, y)$ als Verschiebungsgrößen in Längs- und Querrichtung

Aus dem Schubspannungs-Gleitungsverhalten der Kontinuumsmechanik kann die Schubspannung τ entsprechend Gl. (A.74) ausgedrückt werden und bezogen auf das infinitesimale Element dx gem. Gl. (A.75). Hierbei entspricht G dem Schubmodul des Klebstoffes als Materialkonstante.

$$\tau = -G \left(\frac{du(x,y)}{dy} + \frac{dv(x,y)}{dx} \right) \quad (\text{A.74})$$

$$\frac{d\tau}{dx} = -G \left(\frac{d^2u(x,y)}{dy dx} + \frac{d^2v(x,y)}{dx^2} \right) \quad (\text{A.75})$$

Unter der Annahme, dass die Schubspannungen sich nicht über die Dicke der Klebefuge ändern, kann die Schubgleitung auf Gl. (A.76) vereinfacht werden und entspricht in der differentiellen Betrachtung Gl. (A.77).

$$\frac{du}{dy} = \frac{1}{t_a} (u_1 - u_2) \quad (\text{A.76})$$

$$\frac{d^2u}{dy dx} = \frac{1}{t_a} \left(\frac{du_1}{dx} - \frac{du_2}{dx} \right) \quad (\text{A.77})$$

mit

u_1 und u_2 als Längsverschiebung am unteren Rand des Querschnitts 1 bzw. am oberen Rand des Querschnitts 2

Die Längsverschiebung u_1 und u_2 kann in Funktion der äußeren Beanspruchungen differentiell gem. Gl. (A.78) und (A.79) als Dehnung ε bestimmt werden.

$$\frac{du_1}{dx} = \varepsilon_1(x) = \alpha_1 \Delta T + \frac{M_1 t_1 / 2}{E_1 I_1} + \frac{N_1}{E_1 A_1} \quad (\text{A.78})$$

$$\frac{du_2}{dx} = \varepsilon_2(x) = \alpha_2 \Delta T + \frac{M_2 t_2 / 2}{E_2 I_2} + \frac{N_2}{E_2 A_2} \quad (\text{A.79})$$

mit

α_T Temperaturausdehnungskoeffizient

ΔT Temperaturänderung

E Elastizitätsmodul

I_y, A Flächenträgheitsmoment und Querschnittsfläche

Durch substituieren von Gl. (A.78) und (A.79) in Gl. (A.77) ergibt sich Gl. (A.80):

$$\frac{d^2u}{dx dx} = \frac{1}{t_a} \left((\alpha_1 - \alpha_2) \Delta T + \frac{M_1 t_1 / 2}{E_1 I_1} + N_1 \frac{1}{E_1 A_1} - N_2 \frac{1}{E_2 A_2} \right) \quad (\text{A.80})$$

Durch weiteres Einsetzen der Längskraft aus Gl. (A.71) sowie das Biegemoment aus Gl. (A.72) in Gl. (A.80) erhält man Gl. (A.81).

$$\frac{d^2u}{dy dx} = \frac{1}{t_a} \left((\alpha_1 - \alpha_2)\Delta T + \frac{(M(x) + N_1(t_{1/2} + t_{2/2}))^{t_{1/2}}}{E_1 I_1} + N_1 \left(\frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_2 A_2} \right) \right) \quad (\text{A.81})$$

Unter der Annahme, dass die Biegeverformung in der Klebschicht vernachlässigbar ist kann Gl. (A.81) durch Gl. (A.82) ausgedrückt werden.

$$\frac{d\tau}{dx} = -\frac{G}{t_a} \left((\alpha_1 - \alpha_2)\Delta T + \frac{(M(x) + N_1(t_{1/2} + t_{2/2}))^{t_{1/2}}}{E_1 I_1} + N_1 \left(\frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_2 A_2} \right) \right) \quad (\text{A.82})$$

Die Differenzierung der Gl. (A.82) um dx sowie das Substituieren von Gl. (A.69) führt zu der Gl. (A.83), welche als allgemeine Lösung in Form von Gl. (A.84) ausgedrückt werden kann.

$$\frac{d^2\tau}{dx^2} = \lambda^2\tau - g\lambda^2 M'(x) \quad (\text{A.83})$$

$$\tau(x) = C_1 e^{\lambda x} + C_2 e^{-\lambda x} + g_1 M'(x) \quad (\text{A.84})$$

mit

$$\lambda = \sqrt{\frac{Gb}{t_a} \left(\frac{(t_{1/2} + t_{2/2})^{t_{1/2}}}{E_1 I_1} + \frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_2 A_2} \right)}$$

$$g = \frac{G t_{1/2}}{\lambda^2 t_a} \frac{1}{E_1 I_1}$$

Unter der Annahme einer Gleichstreckenlast q als äußere Beanspruchung können zur Lösung der Integrationskonstanten folgende Randbedingungen aufgestellt werden.

Randbedingung 1: Schubspannung $\tau = 0$ für $x = L_p/2$

$$\tau(L_p/2) = C_1 e^{\lambda L_p/2} + C_2 e^{-\lambda L_p/2} + g_1 M'(L_p/2) = 0 \quad (\text{A.85})$$

Randbedingung 2: Am Ende des Teilquerschnitt 2 ist die Normalkraft gleich 0

$$\frac{d\tau(0)}{dx} = C_1 \lambda - C_2 \lambda + g_1 M''(0) = -\frac{G}{t_a} \left((\alpha_1 - \alpha_2)\Delta T + \frac{M(0)t_{1/2}}{E_1 I_1} \right) \quad (\text{A.86})$$

Durch Gleichsetzen und Auflösen der Gl. (A.85) und (A.86) können die Integrationskonstanten c_1 und c_2 gem. Gl. (A.87) und (A.88) formuliert werden.

$$C_1 = \frac{-\frac{1}{\lambda} e^{-\lambda L_p/2} \left(\frac{G}{t_a} (\alpha_1 - \alpha_2)\Delta T + \frac{G M(0)t_{1/2}}{E_1 I_1} + g_1 M''(0) \right) - g_1 M'(L_p/2)}{e^{\lambda L_p/2} + e^{-\lambda L_p/2}} \quad (\text{A.87})$$

$$C_2 = \frac{\frac{1}{\lambda} e^{\lambda L_p/2} \left(\frac{G}{t_a} (\alpha_1 - \alpha_2)\Delta T + \frac{G M(0)t_{1/2}}{E_1 I_1} + g_1 M''(0) \right) - g_1 M'(L_p/2)}{e^{\lambda L_p/2} + e^{-\lambda L_p/2}} \quad (\text{A.88})$$

Unter der Annahme, dass die Spannungen über die Klebefugendicke konstant sind, kann die **Schälspannung** in der Klebschicht gem. Gl. (A.89) bestimmt werden.

$$\sigma(x) = \frac{E_a}{t_a} (v_2(x) - v_1(x)) \quad (\text{A.89})$$

Der E-Modul des Klebstoffes wird mit E_a bezeichnet. Die vertikalen Verschiebungen am unteren bzw. oberen Rand mit v_1 und v_2 und können gem. Gl. (A.90) und (A.91) bestimmt werden.

$$\frac{d^2 v_1(x)}{dx^2} = \frac{1}{E_1 I_1} M_1(x) \quad (\text{A.90})$$

$$\frac{d^2 v_2(x)}{dx^2} = \frac{1}{E_2 I_2} M_2(x) \quad (\text{A.91})$$

Unter Berücksichtigung des Momentengleichgewichts am infinitesimalen Element des Teilquerschnitts 2 in Gl. (A.92) und substituieren von Gl. (A.70) in Gl. (A.92) gibt die Gl. (A.93) bzw. Gl. (A.94).

$$(M_1 + dM_1) - M_1 - (V_1 + dV_1) dx + \frac{1}{2}(\sigma b_a - q)(dx)^2 + \tau b_a \left(\frac{t_1}{2}\right) dx = 0 \quad (\text{A.92})$$

$$\frac{dM_1}{dx} = V_1 - \tau b_a t_1/2 \quad (\text{A.93})$$

$$\frac{dM_2}{dx} = V_2 - \tau b_a t_2/2 \quad (\text{A.94})$$

Durch Differenzieren der Gl. (A.89) nach x und substituieren der Verschiebungen aus Gl. (A.90) und (A.91) sowie das anschließende substituieren der Biegemomente nach Gl. (A.93) und (A.94) führt zu Gl. (A.95), welche durch ein weiteres Differenzieren zu der maßgebenden Gleichung Gl. (A.96) führt.

$$\frac{d^3 \sigma(x)}{dx^3} = \frac{E_a}{t_a} \left(\frac{1}{E_2 I_2} (V_2 - \tau b t_2/2) - \frac{1}{E_1 I_1} (V_1 - \tau b t_1/2) \right) \quad (\text{A.95})$$

$$\frac{d^4 \sigma(x)}{dx^4} + \frac{E_a h}{t_a} \left(\frac{1}{E_1 I_1} + \frac{1}{E_2 I_2} \right) \sigma(x) - \frac{E_a q}{t_a E_1 I_1} - \frac{E_a b}{t_a} \left(\frac{t_1/2}{E_1 I_1} - \frac{t_2/2}{E_2 I_2} \right) \frac{d\tau(x)}{dx} = 0 \quad (\text{A.96})$$

Mit der Annahme $\frac{d^5 \tau(x)}{dx^5} = 0$ und das bei großen Werten von x , die Schälspannung gegen 0 strebt, ergibt sich die Allgemeine Lösung der Schälspannung gem. Gl. (A.97).

$$\sigma(x) = e^{-\beta x} (s_1 \cos(\beta x) + s_2 \sin(\beta x)) + m_1 \frac{d\tau}{dx} + m_3 q \quad (\text{A.97})$$

mit

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{E_a b}{4 t_a} \left(\frac{1}{E_1 I_1} + \frac{1}{E_2 I_2} \right)}$$

$$m_1 = \frac{E_2 I_2 t_1/2 - E_1 I_1 t_2/2}{E_1 I_1 + E_2 I_2}; \quad m_3 = \frac{E_2 I_2}{b(E_1 I_1 + E_2 I_2)}$$

Zur Lösung der Integrationskonstanten s_1 und s_2 wird als Randbedingung festgelegt, dass das Biegemoment und die Scherkraft am Ende des Verstärkungs-Querschnittes gleich 0 sind, siehe Gl. (A.98) und (A.99).

$$\frac{d^2 \sigma(0)}{dx^2} = \frac{E_a}{t_a} \left(\frac{1}{E_2 I_2} M_2(0) - \frac{1}{E_1 I_1} M_1(0) \right) = -\frac{E_a}{t_a} \frac{1}{E_1 I_1} M(0) \quad (\text{A.98})$$

$$\frac{d^3\sigma(0)}{dx^3} = m_2\tau - \frac{E_a}{t_a} \frac{1}{E_1 I_1} V(0) \quad (\text{A.99})$$

$$\text{mit } m_2 = \frac{E_a b}{t_a} \left(\frac{t_1/2}{E_1 I_1} - \frac{t_2/2}{E_2 I_2} \right)$$

und aus der Gleichung (A.97), wenn $x=0$ ist:

$$\frac{d^2\sigma(0)}{dx^2} = -2s_2\beta^2 + m_1 \frac{d^3\tau}{dx^3} \quad (\text{A.100})$$

$$\frac{d^3\sigma(0)}{dx^3} = 2\beta^3(s_1 + s_2) + m_2 \frac{d^4\tau}{dx^4} \quad (\text{A.101})$$

Durch Einsetzen und Auflösen der Gleichungen (A.98) und (A.100) sowie (A.99) und (A.101) können die Unbekannten s_1 und s_2 wie folgt beschrieben werden:

$$s_1 = \frac{1}{2\beta^3} \left(m_2\tau(0) - m_1 \frac{d^4\tau(0)}{dx^4} \right) - \frac{m_1}{2\beta^2} \frac{d^3\tau(0)}{dx^3} - \frac{E_a}{2\beta^3 t_a} \frac{1}{E_1 I_1} (V(0) + \beta M(0)) \quad (\text{A.102})$$

$$s_2 = \frac{m_1}{2\beta^2} \frac{d^3\tau(0)}{dx^3} + \frac{1}{2\beta^2} \frac{E_a}{t_a} \frac{1}{E_1 I_1} M(0) \quad (\text{A.103})$$

Anhang A6: Vergleich der Analytik mit der FE am diskont. verstärkten EFT

Tabelle A.18: Spannungsverläufe am Klebschichtende der analytischen Lösung im Vergleich mit der FE für $a = 10 \text{ mm}$

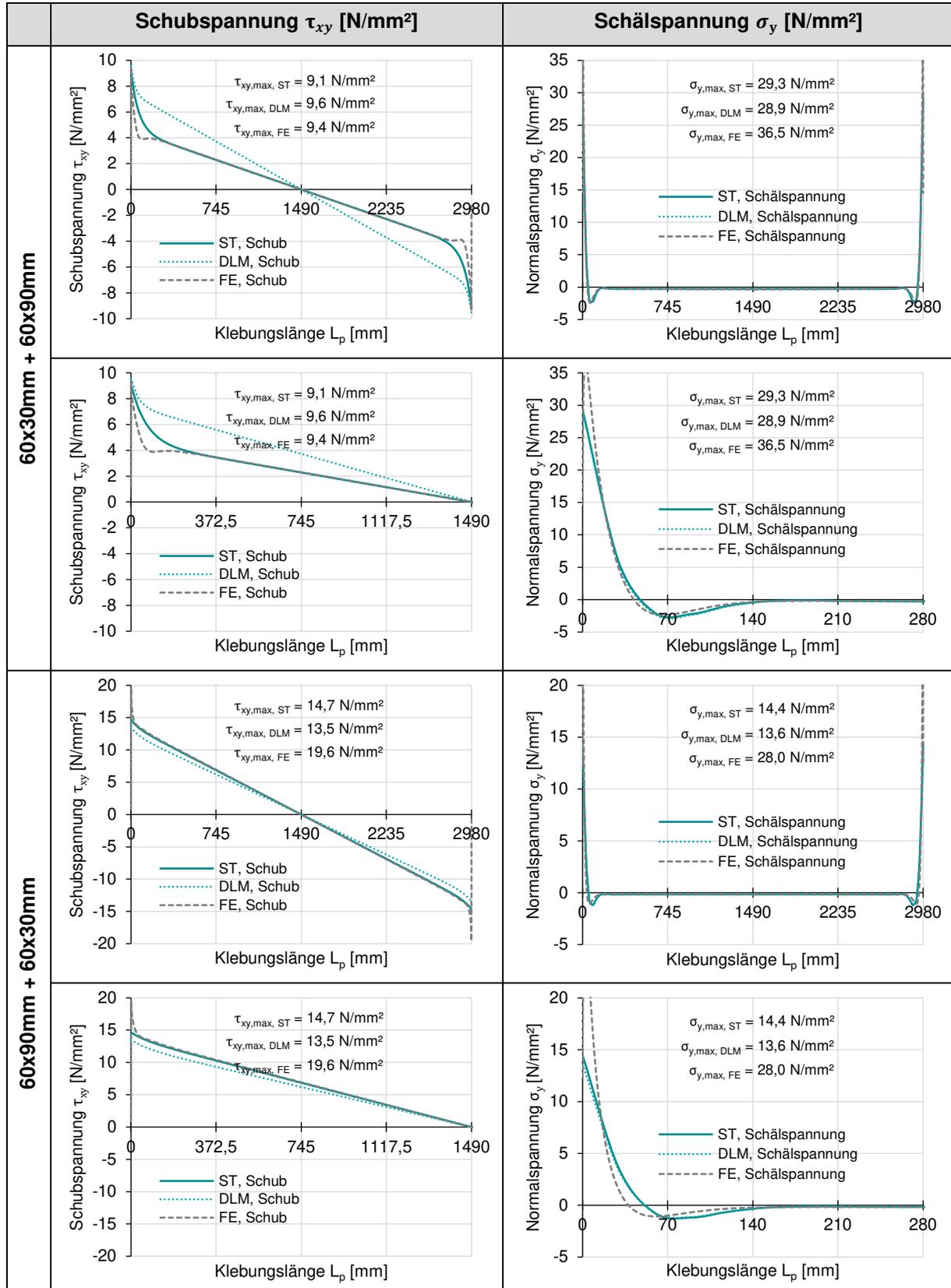


Tabelle A.19: Spannungsverläufe am Klebschichtende der analytischen Lösung im Vergleich mit der FE für $a = 50 \text{ mm}$

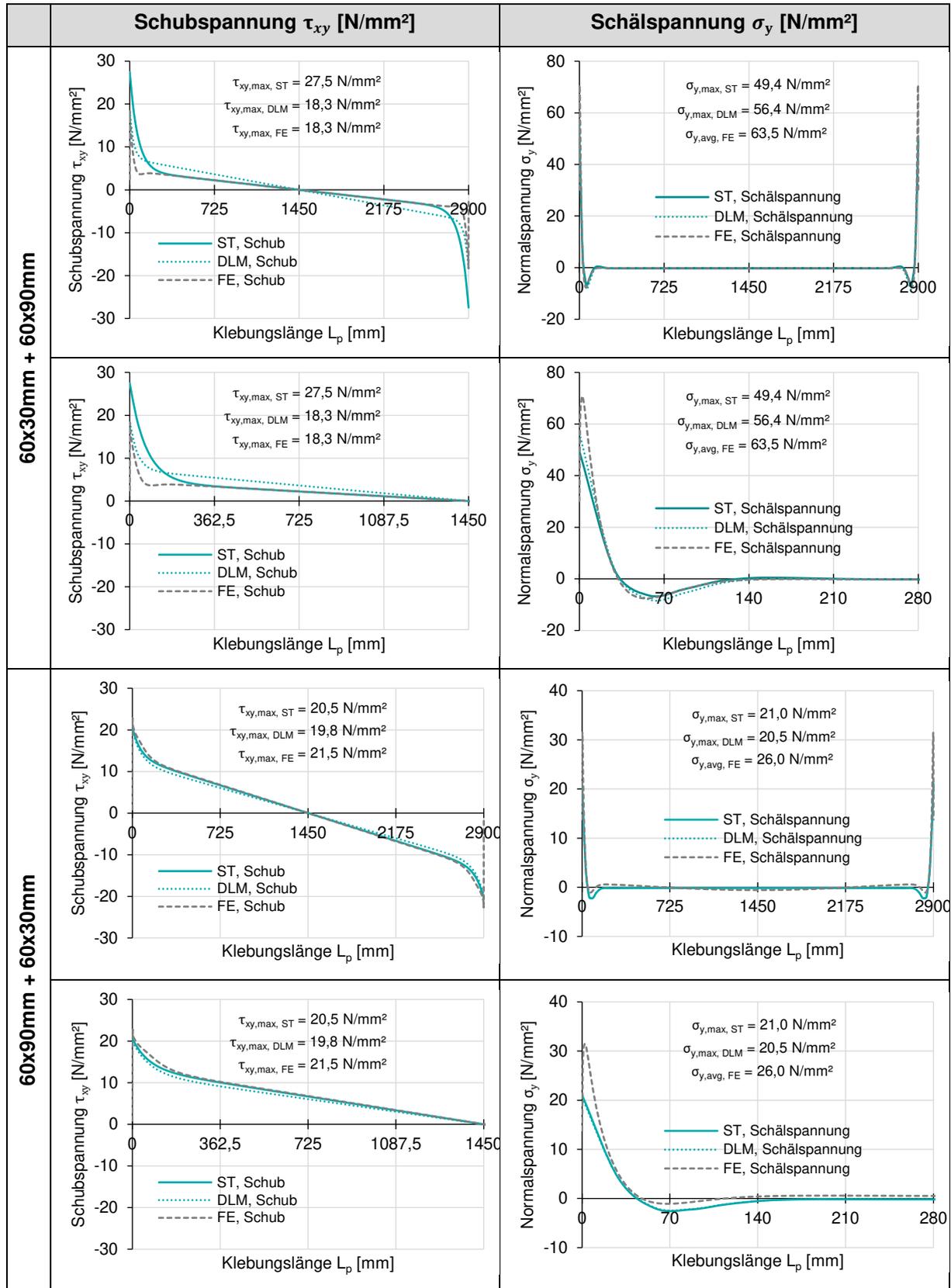
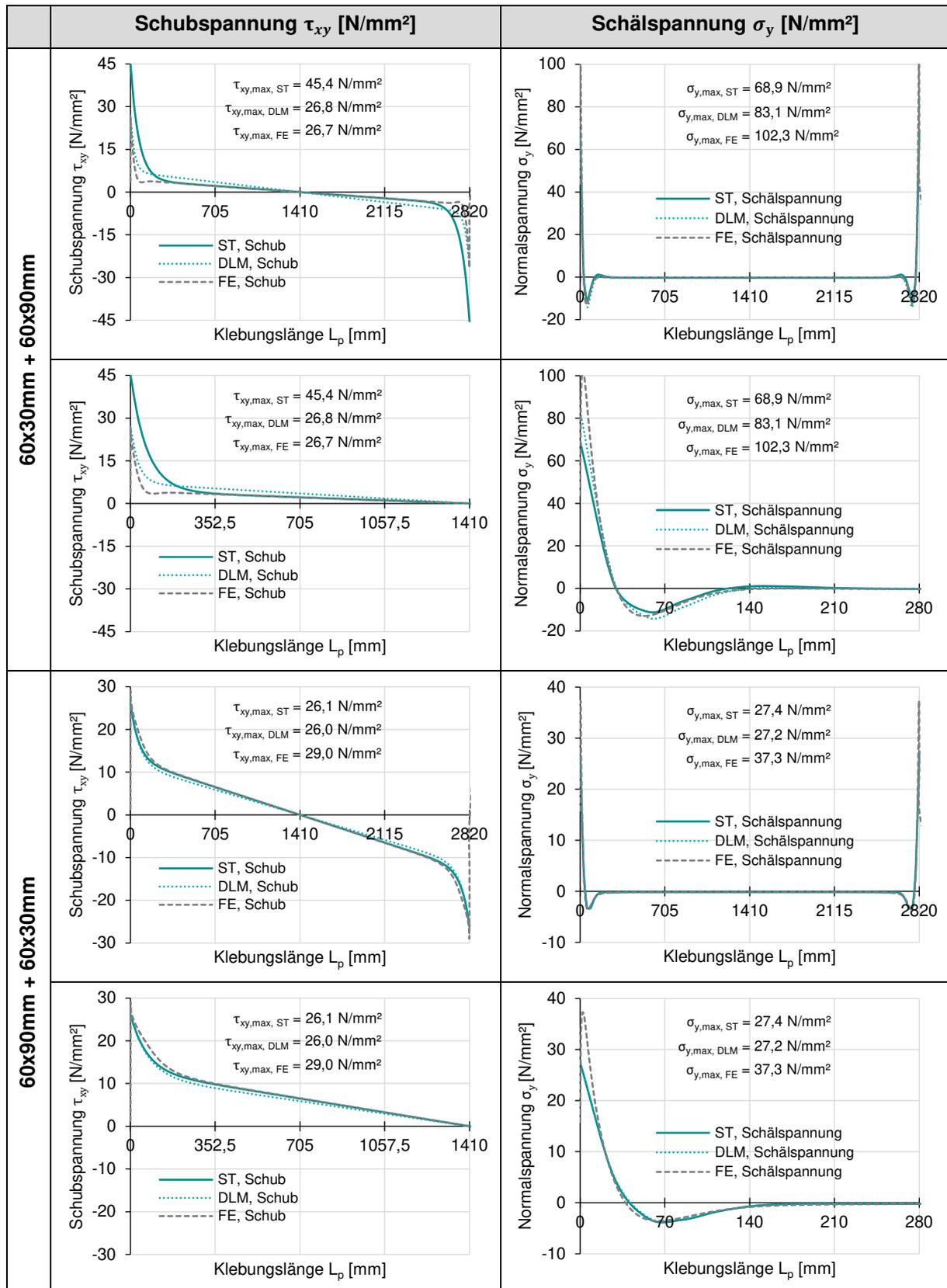


Tabelle A.20: Spannungsverläufe am Klebschichtende der analytischen Lösung im Vergleich mit der FE für $a = 90 \text{ mm}$



Anhang A7: Vergleich Ersatzbelastungsverfahren mit FE

Tabelle A.21: Vergleich der Spannungsverteilung aus Ersatzbelastungsverfahren und FE für Platte mit $b/t = 45$ und $t_p = 10$ mm

$b/t = 45, t_p = 10$ mm, $\alpha = 1,5$, Steife 35x50 mm, $\sigma_x = 210,4$ N/mm²	
Schälspannung σ_y	Schubspannung τ_{xy}
<p> $\sigma_{y,max, Mitte} = 16,5$ N/mm² $\sigma_{y,max, Rand} = 9,7$ N/mm² $\sigma_{y,max, analyt.} = 23,9$ N/mm² </p>	<p> $\tau_{xy,max, Mitte} = 21,8$ N/mm² $\tau_{xy,max, Rand} = 18,6$ N/mm² $\tau_{xy,max, analyt.} = 7,3$ N/mm² </p>
$b/t = 45, t_p = 10$ mm, $\alpha = 2$, Steife 35x55 mm, $\sigma_x = 242,0$ N/mm²	
Schälspannung σ_y	Schubspannung τ_{xy}
<p> $\sigma_{y,max, Mitte} = 0,02$ N/mm² $\sigma_{y,max, Rand} = 8,16$ N/mm² $\sigma_{y,max, analyt.} = 25,2$ N/mm² </p>	<p> $\tau_{xy,max, Mitte} = 27,2$ N/mm² $\tau_{xy,max, Rand} = 29,2$ N/mm² $\tau_{xy,max, analyt.} = 8,2$ N/mm² </p>
$b/t = 45, t_p = 10$ mm, $\alpha = 3$, Steife 35x45 mm, $\sigma_x = 209,8$ N/mm²	
Schälspannung σ_y	Schubspannung τ_{xy}
<p> $\sigma_{y,max, Mitte} = 7,58$ N/mm² $\sigma_{y,max, Rand} = 12,07$ N/mm² $\sigma_{y,max, analyt.} = 11,2$ N/mm² </p>	<p> $\tau_{xy,max, Mitte} = 50,3$ N/mm² $\tau_{xy,max, Rand} = 52,9$ N/mm² $\tau_{xy,max, analyt.} = 3,3$ N/mm² </p>

Tabelle A.22: Vergleich der Spannungsverteilung aus Ersatzbelastungsverfahren und FE für Platte mit $b/t = 45$ und $t_p = 15$ mm

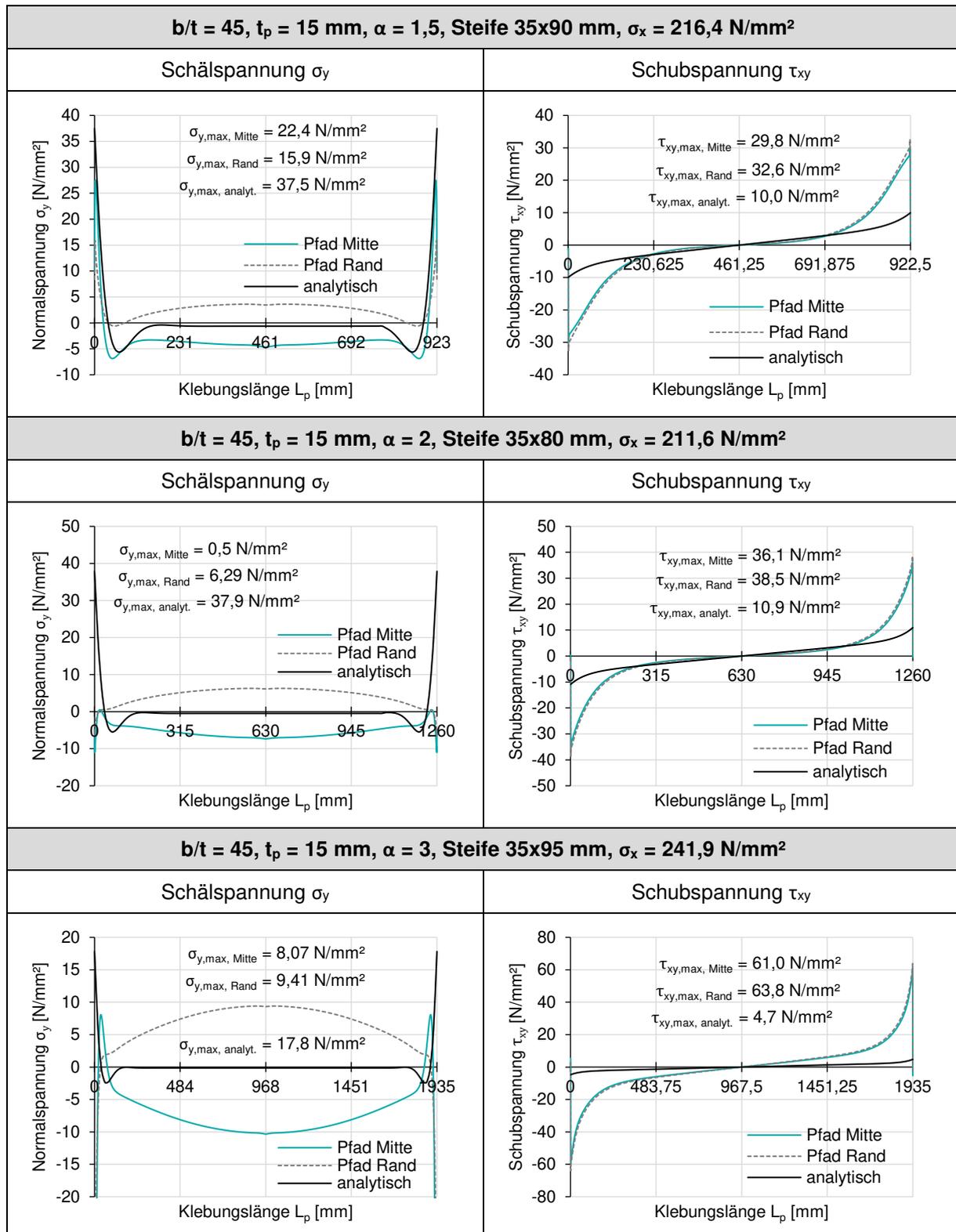


Tabelle A.23: Vergleich der Spannungsverteilung aus Ersatzbelastungsverfahren und FE für Platte mit $b/t = 70$ und $t_p = 10\text{mm}$

$b/t = 70, t_p = 10\text{ mm}, \alpha = 1,5, \text{Steife } 35 \times 60\text{ mm}, \sigma_x = 186,7\text{ N/mm}^2$	
Schälspannung σ_y	Schubspannung τ_{xy}
<p> $\sigma_{y,max, \text{Mitte}} = 42,4\text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max, \text{Rand}} = 26,5\text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max, \text{analyt.}} = 34,1\text{ N/mm}^2$ </p> <p> — Pfad Mitte - - - Pfad Rand — analytisch </p>	<p> $\tau_{xy,max, \text{Mitte}} = 15,9\text{ N/mm}^2$ $\tau_{xy,max, \text{Rand}} = 16,9\text{ N/mm}^2$ $\tau_{xy,max, \text{analyt.}} = 9,8\text{ N/mm}^2$ </p> <p> — Pfad Mitte - - - Pfad Rand — analytisch </p>
$b/t = 70, t_p = 10\text{ mm}, \alpha = 2, \text{Steife } 35 \times 55\text{ mm}, \sigma_x = 162,7\text{ N/mm}^2$	
Schälspannung σ_y	Schubspannung τ_{xy}
<p> $\sigma_{y,max, \text{Mitte}} = 14,61\text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max, \text{Rand}} = 8,31\text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max, \text{analyt.}} = 34,6\text{ N/mm}^2$ </p> <p> — Pfad Mitte - - - Pfad Rand — analytisch </p>	<p> $\tau_{xy,max, \text{Mitte}} = 17,3\text{ N/mm}^2$ $\tau_{xy,max, \text{Rand}} = 18,8\text{ N/mm}^2$ $\tau_{xy,max, \text{analyt.}} = 10,6\text{ N/mm}^2$ </p> <p> — Pfad Mitte - - - Pfad Rand — analytisch </p>
$b/t = 70, t_p = 10\text{ mm}, \alpha = 3, \text{Steife } 35 \times 65\text{ mm}, \sigma_x = 192,9\text{ N/mm}^2$	
Schälspannung σ_y	Schubspannung τ_{xy}
<p> $\sigma_{y,max, \text{Mitte}} = 3,32\text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max, \text{Rand}} = 10,25\text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max, \text{analyt.}} = 18,8\text{ N/mm}^2$ </p> <p> — Pfad Mitte - - - Pfad Rand — analytisch </p>	<p> $\tau_{xy,max, \text{Mitte}} = 34,0\text{ N/mm}^2$ $\tau_{xy,max, \text{Rand}} = 36,2\text{ N/mm}^2$ </p> <p> — Pfad Mitte - - - Pfad Rand — analytisch </p>

Tabelle A.24: Vergleich der Spannungsverteilung aus Ersatzbelastungsverfahren und FE für Platte mit $b/t = 70$ und $t_p = 15$ mm

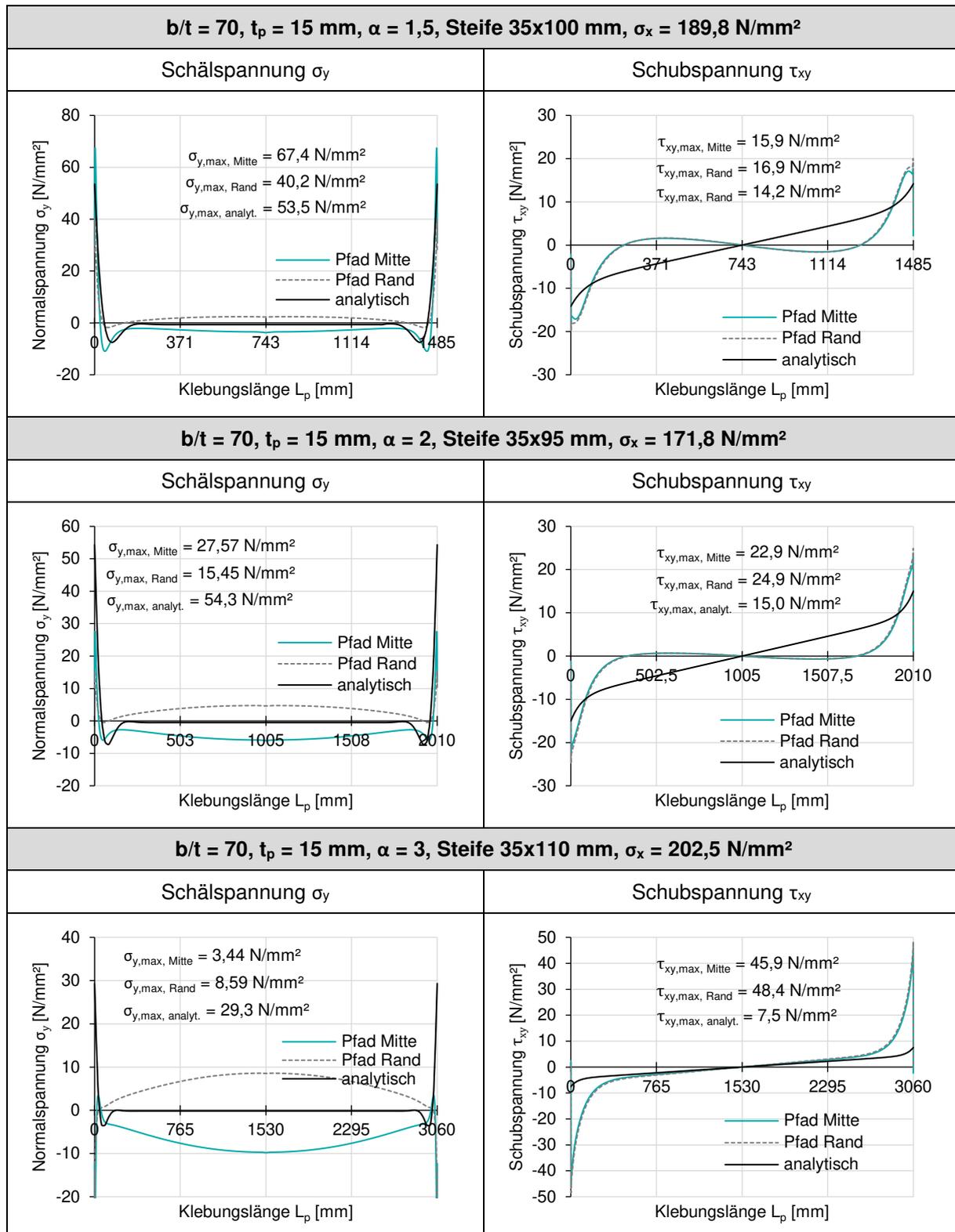


Tabelle A.25: Vergleich der Spannungsverteilung aus Ersatzbelastungsverfahren und FE für Platte mit $b/t = 140$ und $t_p = 10\text{ mm}$

$b/t = 140, t_p = 10\text{ mm}, \alpha = 1,5, \text{Steife } 35 \times 75\text{ mm}, \sigma_x = 106,8\text{ N/mm}^2$	
Schälspannung σ_y	Schubspannung τ_{xy}
<p> $\sigma_{y,max, \text{Mitte}} = 68,7\text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max, \text{Rand}} = 44,4\text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max, \text{analyt.}} = 46,4\text{ N/mm}^2$ </p> <p> — Pfad Mitte - - - Pfad Rand — analytisch </p>	<p> $\tau_{xy,max, \text{Mitte}} = 4,3\text{ N/mm}^2$ $\tau_{xy,max, \text{Rand}} = 4,3\text{ N/mm}^2$ $\tau_{xy,max, \text{analyt.}} = 12,9\text{ N/mm}^2$ </p> <p> — Pfad Mitte - - - Pfad Rand — analytisch </p>
$b/t = 140, t_p = 10\text{ mm}, \alpha = 2, \text{Steife } 35 \times 70\text{ mm}, \sigma_x = 81,6\text{ N/mm}^2$	
Schälspannung σ_y	Schubspannung τ_{xy}
<p> $\sigma_{y,max, \text{Mitte}} = 32,3\text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max, \text{Rand}} = 20,3\text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max, \text{Rand}} = 54,0\text{ N/mm}^2$ </p> <p> — Pfad Mitte - - - Pfad Rand — analytisch </p>	<p> $\tau_{xy,max, \text{Mitte}} = 4,7\text{ N/mm}^2$ $\tau_{xy,max, \text{Rand}} = 4,8\text{ N/mm}^2$ $\tau_{xy,max, \text{analyt.}} = 15,8\text{ N/mm}^2$ </p> <p> — Pfad Mitte - - - Pfad Rand — analytisch </p>
$b/t = 140, t_p = 10\text{ mm}, \alpha = 3, \text{Steife } 35 \times 80\text{ mm}, \sigma_x = 107,0\text{ N/mm}^2$	
Schälspannung σ_y	Schubspannung τ_{xy}
<p> $\sigma_{y,max, \text{Mitte}} = 20,74\text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max, \text{Rand}} = 12,11\text{ N/mm}^2$ $\sigma_{y,max, \text{analyt.}} = 70,6\text{ N/mm}^2$ </p> <p> — Pfad Mitte - - - Pfad Rand — analytisch </p>	<p> $\tau_{xy,max, \text{Mitte}} = 11,9\text{ N/mm}^2$ $\tau_{xy,max, \text{Rand}} = 13,1\text{ N/mm}^2$ $\tau_{xy,max, \text{analyt.}} = 19,2\text{ N/mm}^2$ </p> <p> — Pfad Mitte - - - Pfad Rand — analytisch </p>

Tabelle A.26: Vergleich der Spannungsverteilung aus Ersatzbelastungsverfahren und FE für Platte mit $b/t = 140$ und $t_p = 15$ mm

$b/t = 140, t_p = 15$ mm, $\alpha = 1,5$, Steife 35x130 mm, $\sigma_x = 114,6$ N/mm²	
Schälspannung σ_y	Schubspannung τ_{xy}
<p> $\sigma_{y,max, Mitte} = 116$ N/mm² $\sigma_{y,max, Rand} = 78,4$ N/mm² $\sigma_{y,max, analyt.} = 75,7$ N/mm² </p>	<p> $\tau_{xy,max, Mitte} = 9,5$ N/mm² $\tau_{xy,max, Rand} = 7,3$ N/mm² $\tau_{xy,max, analyt.} = 18,7$ N/mm² </p>
$b/t = 140, t_p = 15$ mm, $\alpha = 2$, Steife 35x120 mm, $\sigma_x = 85,4$ N/mm²	
Schälspannung σ_y	Schubspannung τ_{xy}
<p> $\sigma_{y,max, Mitte} = 57,79$ N/mm² $\sigma_{y,max, Rand} = 33,96$ N/mm² $\sigma_{y,max, analyt.} = 82,4$ N/mm² </p>	<p> $\tau_{xy,max, Mitte} = 5,6$ N/mm² $\tau_{xy,max, Rand} = 5,6$ N/mm² $\tau_{xy,max, analyt.} = 21,5$ N/mm² </p>
$b/t = 140, t_p = 15$ mm, $\alpha = 3$, Steife 35x110 mm, $\sigma_x = 99,4$ N/mm²	
Schälspannung σ_y	Schubspannung τ_{xy}
<p> $\sigma_{y,max, Mitte} = 18,96$ N/mm² $\sigma_{y,max, Rand} = 10,38$ N/mm² $\sigma_{y,max, Rand} = 115,4$ N/mm² </p>	<p> $\tau_{xy,max, Mitte} = 14,1$ N/mm² $\tau_{xy,max, Rand} = 15,2$ N/mm² $\tau_{xy,max, analyt.} = 31,8$ N/mm² </p>

Anhang A8: Versuchsstand zum Plattenbeulen

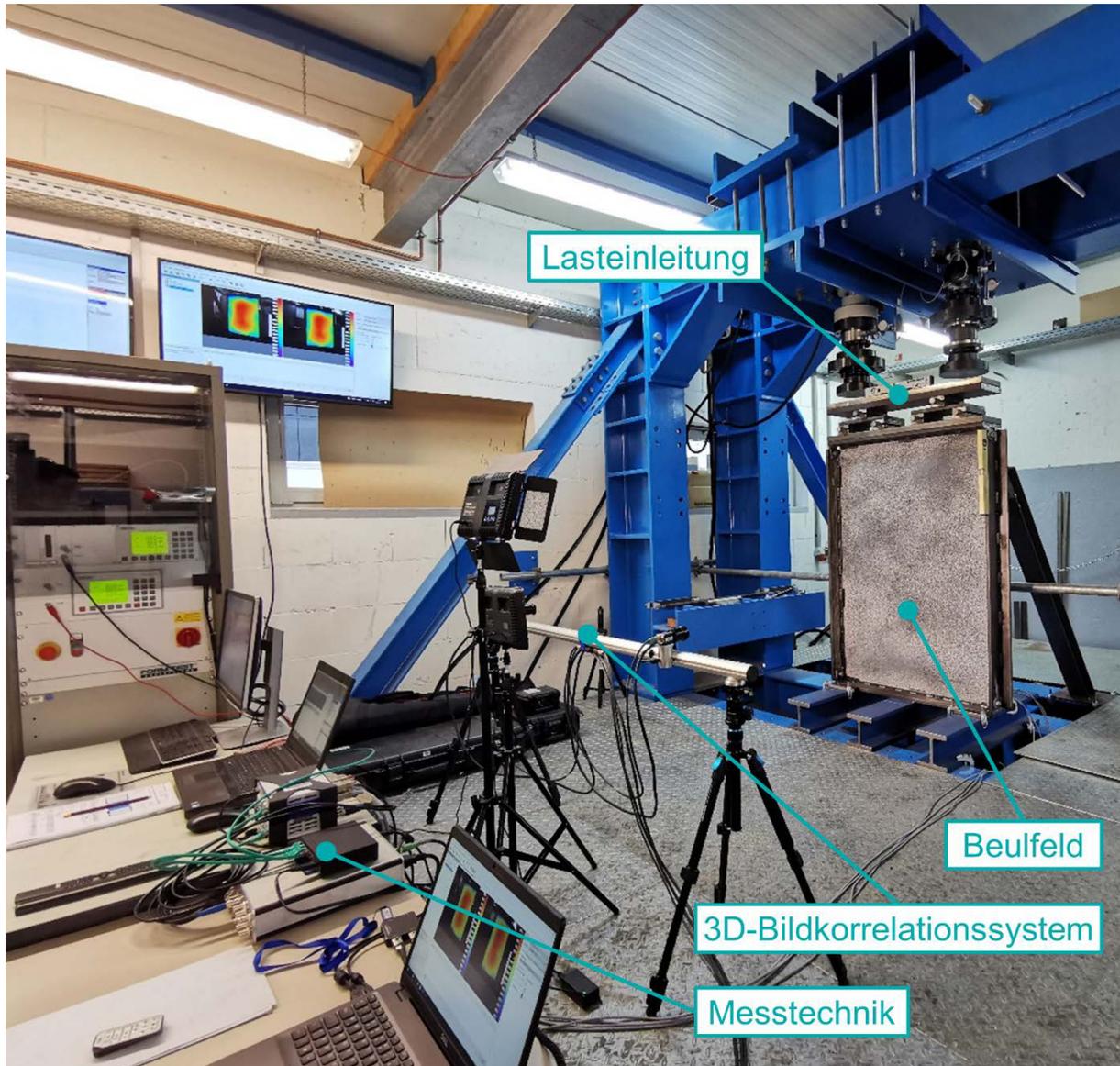


Bild A.4: Geometrie des Beulfeldes für die Parameterstudie

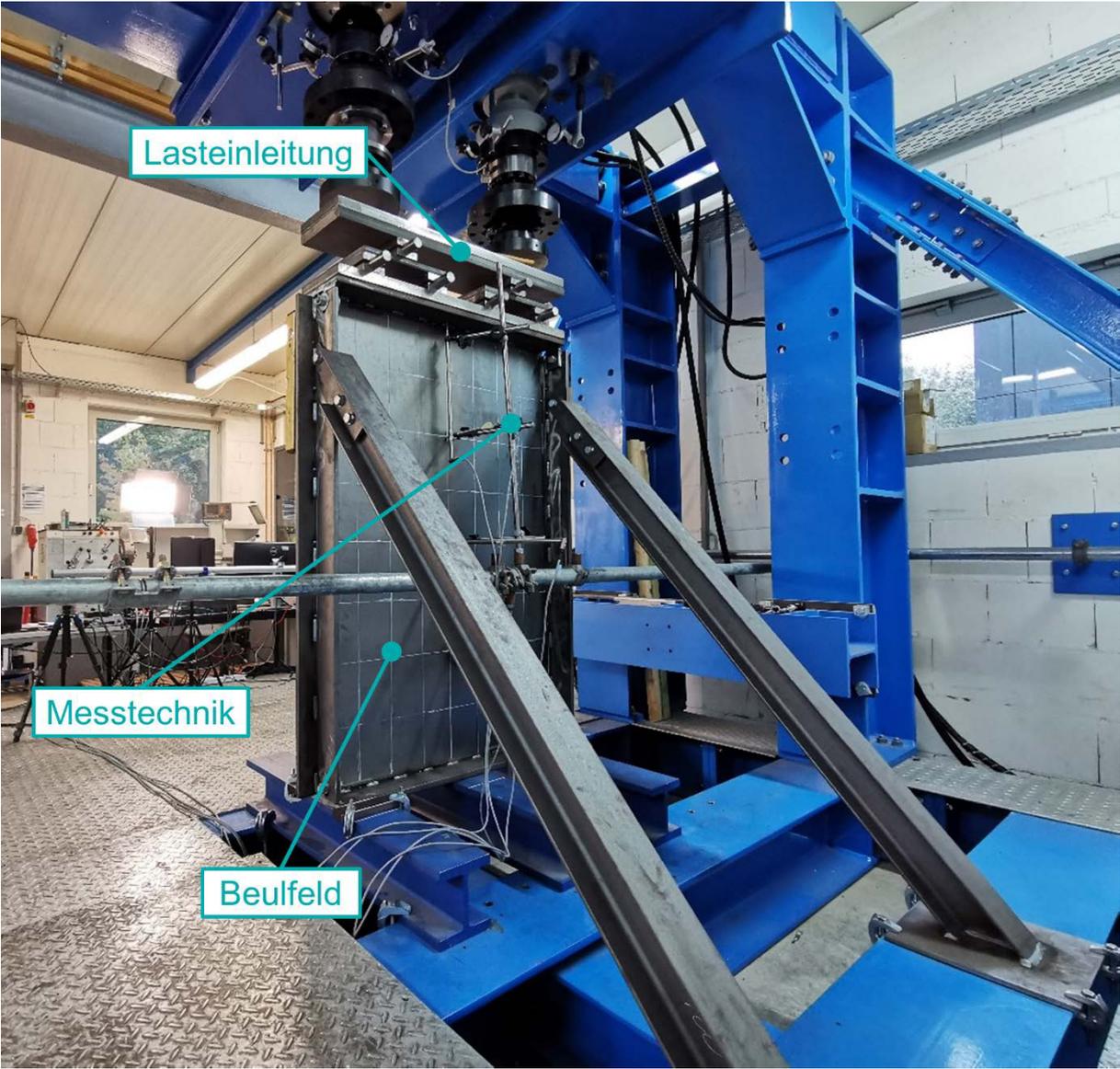


Bild A.5: Geometrie des Beulfeldes für die Parameterstudie

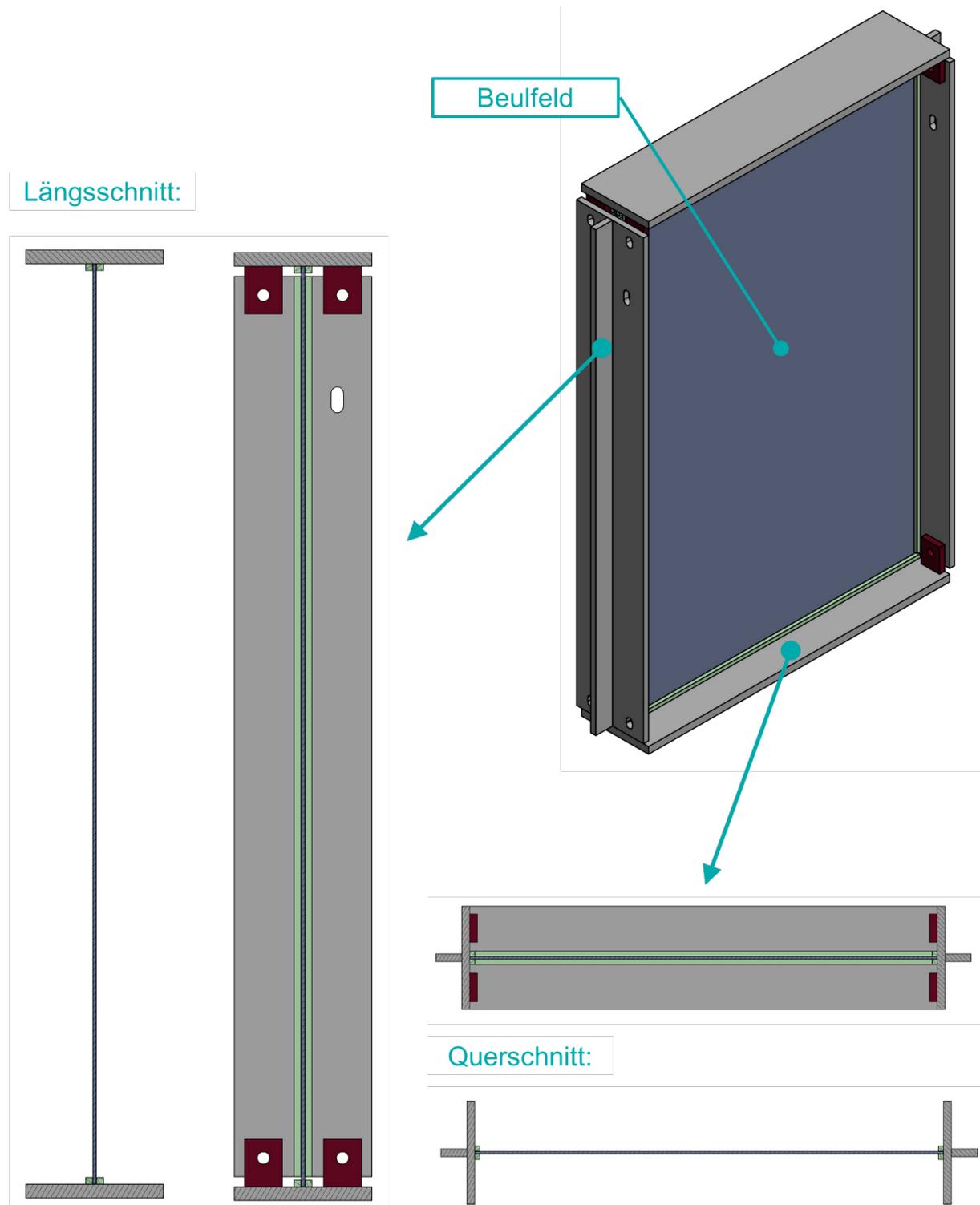


Bild A.6: Geometrie des Beulfeldes für die Parameterstudie

Anhang A9: Beulnachweise für 1350x900x4 mm Beulfeld

Beulnachweis ohne Längsaussteifung

Nachfolgend wird der Nachweis gegen Plattenbeulen des experimentell untersuchten nicht ausgesteiften Beulfeldes nach DIN EN 1993-1-5 untersucht. Es wird die maximale Traglast für das in Bild A.7 dargestellte System gesucht.

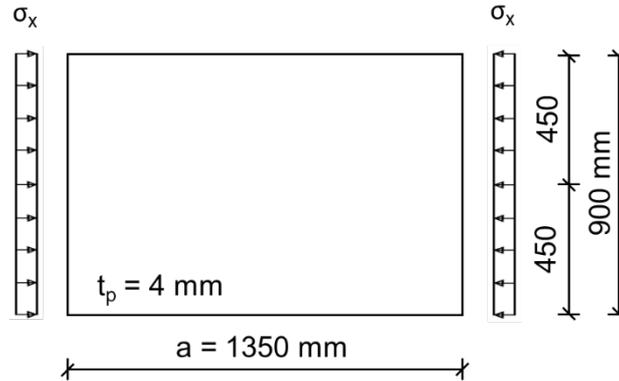


Bild A.7: Geometrie des nicht ausgesteiften Beulfeldes

Ermittlung des Beulabminderungswert für plattenartiges Verhalten:

$$\sigma_E = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot t_p^2}{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot b^2} = \frac{\pi^2 \cdot 216600 \cdot 4,0^2}{12 \cdot (1 - 0,3^2) \cdot 900^2} = 3,87 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{cr,p} = k_\sigma \cdot \sigma_E = 4,34 \cdot 3,87 = 16,8 \text{ N/mm}^2$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,p}}} = \sqrt{\frac{281}{16,8}} = 4,09$$

$$\Rightarrow \rho_p = \frac{(\bar{\lambda}_p - 0,055(3 + \psi))}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{(4,09 - 0,055(3 + 1))}{4,09^2} = 0,2313$$

Überprüfung ob Knickstabähnliches Verhalten maßgebend wird:

$$\sigma_{cr,c} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot t_p^2}{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot a^2} = \frac{\pi^2 \cdot 216600 \cdot 4,0^2}{12 \cdot (1 - 0,3^2) \cdot 1350^2} = 1,72 \text{ N/mm}^2$$

$$\xi = \frac{\sigma_{cr,p}}{\sigma_{cr,c}} - 1 = \frac{16,8}{1,72} - 1 = 8,77$$

$$\Rightarrow \text{plattenartiges Verhalten: } \rho_{c,x} = \rho_p = 0,2313$$

Berechnung der maximalen Längsdruckkraft:

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_x}{\rho_{c,x}}\right)^2} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M1}}$$

$$\sigma_{x,max} = \frac{\rho_{c,x} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,2313 \cdot 281}{1,1} = 59,1 \text{ N/mm}^2$$

Beulnachweis längs ausgesteiftes Beulfeld

Nachfolgend wird der Nachweis gegen Plattenbeulen des experimentell untersuchten längs ausgesteiften Beulfeldes nach DIN EN 1993-1-5 untersucht. Es wird die maximale Traglast für das in Bild A.8 dargestellte System gesucht.

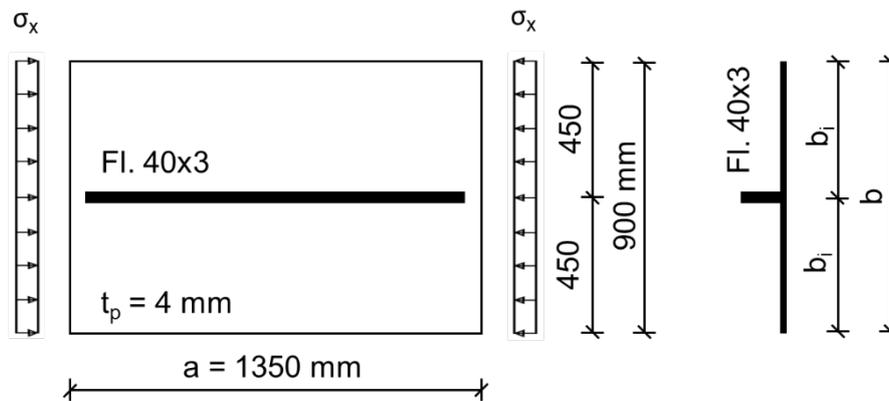


Bild A.8: Geometrie des nicht ausgesteiften Beulfeldes

Die kritischen Spannungen werden entsprechend den Angaben in DIN EN 1993-1-5, A.2.2 berechnet. Bei der kritischen Beulspannung $\sigma_{cr,p}$ handelt es sich in diesem Fall um die um die Bettung k_f erweiterte kritische Knickspannung $\sigma_{cr,c}$.

Ermittlung der kritischen Plattenbeulspannung:

$$\sigma_{cr,p} = \sigma_{cr,p,sl} = \begin{cases} \frac{1,05 \cdot E}{A_{sl,1}} \sqrt{\frac{I_{sl,1} \cdot t_p^3 \cdot b}{b_1 \cdot b_2}} & \text{für } a \geq a_c \\ \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{sl,1}}{A_{sl,1} \cdot a^2} + \frac{E \cdot t_p^3 \cdot b \cdot a^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot (1 - \nu^2) \cdot A_{sl,1} \cdot b_1^2 \cdot b_2^2} & \text{für } a < a_c \end{cases}$$

$$\sigma_{cr,p} = \frac{\pi^2 \cdot 216600 \cdot 214133}{2200 \cdot 1350^2} + \frac{216600 \cdot 4^3 \cdot 900 \cdot 1350^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot (1 - 0,3^2) \cdot 2200 \cdot 450^2 \cdot 450^2} = 121,2 \text{ N/mm}^2$$

mit

$$a_c = 4,33 \sqrt[4]{\frac{I_{sl,1} \cdot b_1^2 \cdot b_2^2}{t_p \cdot b}} = 4,33 \sqrt[4]{\frac{214133 \cdot 450^2 \cdot 450^2}{4 \cdot 900}} = 5411,2$$

$$A_{sl,1} = 2200 \text{ mm}^2$$

$$z_p = 4,00 \text{ mm}$$

$$z_s = 18,00 \text{ mm}$$

$$I_{sl,1} = 214.133 \text{ mm}^4$$

Ermittlung des Beulabminderungswert für plattenartiges Verhalten:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,p}}} = \sqrt{\frac{281}{121,2}} = 1,52$$

$\Rightarrow \rho_p$ für den allgemeinen Fall mit $\alpha_p = 0,34$ und $\bar{\lambda}_{p0} = 0,70$

$$\rho_p = \frac{1}{\varphi_p + \sqrt{\varphi_p^2 - \bar{\lambda}_p}} = \frac{1}{1,40 + \sqrt{1,40^2 - 1,52}} = 0,4847$$

mit

$$\varphi_p = \frac{1}{2} \cdot (1 + 0,34 \cdot (1,52 - 0,7) + 1,52) = 1,40$$

Überprüfung ob Knickstabähnliches Verhalten maßgebend wird an dem gleichen System wie das plattenartige Verhalten ermittelt wurde:

$$\sigma_{cr,c} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{sl,1}}{A_{sl,1} \cdot a^2} = \frac{\pi^2 \cdot 216600 \cdot 214133}{2200 \cdot 1350^2} = 114,2 \text{ N/mm}^2$$

$$\xi = \frac{\sigma_{cr,p}}{\sigma_{cr,c}} - 1 = \frac{121,2}{114,2} - 1 = 0,06$$

\Rightarrow Interaktion zwischen knickstabähnlichem und plattenartigem Verhalten ist zu berücksichtigen

Ermittlung des Abminderungsbeiwert χ_c zur Berücksichtigung knickstabähnlichen Verhaltens, unter Berücksichtigung des modifizierten Imperfektionsbeiwert α_e zur Berücksichtigung der zusätzlichen Imperfektionswirkung der Längssteife:

$$\chi_c = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}_p^2}} = \frac{1}{2,09 + \sqrt{2,09^2 - 1,52^2}} = 0,28$$

mit

$$\phi = 0,5 \cdot (1 + \alpha_e \cdot (\bar{\lambda}_p - 0,2) + \bar{\lambda}_p^2)$$

$$\phi = 0,5 \cdot (1 + 0,654 \cdot (1,52 - 0,2) + 1,52^2) = 2,09$$

$$\alpha_e = \alpha + \frac{0,09}{i/e} = 0,49 + \frac{0,09}{9,866/18} = 0,654$$

mit

$$i = \sqrt{\frac{I_{sl,1}}{A_{sl,1}}} = \sqrt{\frac{214133}{2200}} = 9,866$$

e = max (e1, e2) Exzentrizitätsmaß

$\alpha = 0,34$ (Kurve b) für Hohlsteifenquerschnitte

$= 0,49$ (Kurve c) für offene Steifenquerschnitte

Endgültiger Abminderungsbeiwert unter Berücksichtigung der Interaktion zwischen plattenartigem und knickstabähnlichem Verhalten:

$$\begin{aligned}\rho_{c,x} &= (\rho - \chi_c) \cdot \xi \cdot (2 - \xi) + \chi_c \\ &= (0,4847 - 0,28) \cdot 0,06 \cdot (2 - 0,06) + 0,28 = 0,304\end{aligned}$$

Berechnung der maximalen Längsdruckkraft:

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_x}{\rho_{c,x}}\right)^2} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M1}}$$

$$\sigma_{x,max} = \frac{\rho_{c,x} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,304 \cdot 281}{1,1} = 77,7 \text{ N/mm}^2$$

Beulnachweis mit geklebter Steife QRO 40x3

Nachfolgend wird der Nachweis gegen Plattenbeulen des experimentell untersuchten längs ausgesteiften Beulfeldes nach DIN EN 1993-1-5 untersucht. Es wird die maximale Traglast für das in Bild A.9 dargestellte System gesucht.

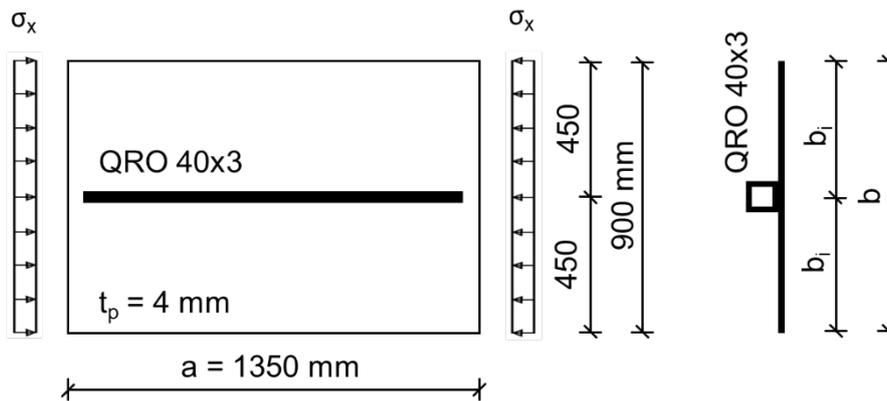


Bild A.9: Geometrie des nicht ausgesteiften Beulfeldes

Die kritischen Spannungen werden entsprechend den Angaben in DIN EN 1993-1-5, A.2.2 berechnet. Bei der kritischen Beulspannung $\sigma_{cr,p}$ handelt es sich in diesem Fall um die um die Bettung k_f erweiterte kritische Knickspannung $\sigma_{cr,c}$.

Ermittlung der kritischen Plattenbeulspannung:

$$\sigma_{cr,p} = \sigma_{cr,p,sl} = \begin{cases} \frac{1,05 \cdot E}{A_{sl,1}} \sqrt{\frac{I_{sl,1} \cdot t_p^3 \cdot b}{b_1 \cdot b_2}} & \text{für } a \geq a_c \\ \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{sl,1}}{A_{sl,1} \cdot a^2} + \frac{E \cdot t_p^3 \cdot b \cdot a^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot (1 - \nu^2) \cdot A_{sl,1} \cdot b_1^2 \cdot b_2^2} & \text{für } a < a_c \end{cases}$$

$$\sigma_{cr,p} = \frac{\pi^2 \cdot 216600 \cdot 307983}{2244 \cdot 1350^2} + \frac{216600 \cdot 4^3 \cdot 900 \cdot 1350^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot (1 - 0,3^2) \cdot 2244 \cdot 450^2 \cdot 450^2} = 167,9 \text{ N/mm}^2$$

mit

$$a_c = 4,33^4 \sqrt{\frac{I_{sl,1} \cdot b_1^2 \cdot b_2^2}{t_p \cdot b}} = 4,33^4 \sqrt{\frac{307983 \cdot 450^2 \cdot 450^2}{4 \cdot 900}} = 2963,0$$

$$A_{sl,1} = 2244 \text{ mm}^2$$

$$z_p = 7,27 \text{ mm}$$

$$z_s = 14,73 \text{ mm}$$

$$I_{sl,1} = 307.983 \text{ mm}^4$$

Ermittlung des Beulabminderungswert für plattenartiges Verhalten:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,p}}} = \sqrt{\frac{281}{167,9}} = 1,29$$

⇒ ρ_p für den allgemeinen Fall mit $\alpha_p = 0,34$ und $\bar{\lambda}_{p0} = 0,70$

Imperfektionswirkung für geschweißte Platten

$$\rho_p = \frac{1}{\varphi_p + \sqrt{\varphi_p^2 - \bar{\lambda}_p}} = \frac{1}{1,245 + \sqrt{1,245^2 - 1,29}} = 0,57$$

mit

$$\varphi_p = \frac{1}{2} \cdot (1 + 0,34 \cdot (1,29 - 0,7) + 1,29) = 1,245$$

Überprüfung ob Knickstabähnliches Verhalten maßgebend wird an dem gleichen System wie das plattenartige Verhalten ermittelt wurde:

$$\sigma_{cr,c} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{sl,1}}{A_{sl,1} \cdot a^2} = \frac{\pi^2 \cdot 216600 \cdot 307983}{2244 \cdot 1350^2} = 161,0 \text{ N/mm}^2$$

$$\xi = \frac{\sigma_{cr,p}}{\sigma_{cr,c}} - 1 = \frac{167,9}{161,0} - 1 = 0,043$$

⇒ Interaktion zwischen knickstabähnlichem und plattenartigem Verhalten ist zu berücksichtigen

Ermittlung des Abminderungsbeiwert χ_c zur Berücksichtigung knickstabähnlichen Verhaltens, unter Berücksichtigung des modifizierten Imperfektionsbeiwert α_e zur Berücksichtigung der zusätzlichen Imperfektionswirkung der Längssteife:

$$\chi_c = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}_p^2}} = \frac{1}{1,58 + \sqrt{1,58^2 - 1,29^2}} = 0,4$$

mit

$$\phi = 0,5 \cdot (1 + \alpha_e \cdot (\bar{\lambda}_p - 0,2) + \bar{\lambda}_p^2)$$

$$\phi = 0,5 \cdot (1 + 0,453 \cdot (1,29 - 0,2) + 1,29^2) = 1,58$$

$$\alpha_e = \alpha + \frac{0,09}{i/e} = 0,34 + \frac{0,09}{11,72/14,73} = 0,453$$

mit

$$i = \sqrt{\frac{I_{sl,1}}{A_{sl,1}}} = \sqrt{\frac{307983}{2244}} = 11,72$$

e = max (e1, e2) Exzentrizitätsmaß

α = 0,34 (Kurve b) geschweißte Hohlsteifenquerschnitte

Endgültiger Abminderungsbeiwert unter Berücksichtigung der Interaktion zwischen plattenartigem und knickstabähnlichem Verhalten:

$$\begin{aligned}\rho_{c,x} &= (\rho - \chi_c) \cdot \xi \cdot (2 - \xi) + \chi_c \\ &= (0,57 - 0,4) \cdot 0,043 \cdot (2 - 0,043) + 0,4 = 0,414\end{aligned}$$

Berechnung der maximalen Längsdruckkraft:

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_x}{\rho_{c,x}}\right)^2} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M1}}$$

$$\sigma_{x,max} = \frac{\rho_{c,x} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,414 \cdot 281}{1,1} = 105,8 \text{ N/mm}^2$$

Alternative Berechnung mit günstigen Imperfektionsbeiwerten

Geringe Imperfektionswirkung der geklebten Steife wirkt sich wie folgt aus:

- Abminderungsbeiwert plattenartiges Verhalten:
Ausgesteifte Platte mit geklebter Längssteife wird als warmgewalzter Querschnitt mit $\alpha_p = 0,13$ und $\bar{\lambda}_{po} = 0,70$ betrachtet anstatt als zusammengesetzter geschweißter Querschnitt
- Abminderungsbeiwert knickstabähnliches Verhalten:
Imperfektionsbeiwert α wird nach der KSL a statt nach der KSL b oder c für offene oder geschlossenen geschweißte Steifenquerschnitte gewählt

Infolge der Annahmen einer günstigeren Imperfektionswirkung geklebter Steifen sind demnach die Abminderungsbeiwerte für plattenartiges und knickstabähnliches Verhalten neu zu bestimmen.

Ermittlung des Beulabminderungswert für plattenartiges Verhalten:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,p}}} = \sqrt{\frac{281}{167,9}} = 1,29$$

$\Rightarrow \rho_p$ für den allgemeinen Fall mit $\alpha_p = 0,13$ und $\bar{\lambda}_{po} = 0,70$

$$\rho_p = \frac{1}{\varphi_p + \sqrt{\varphi_p^2 - \bar{\lambda}_p}} = \frac{1}{1,18 + \sqrt{1,18^2 - 1,29}} = 0,666$$

mit

$$\varphi_p = \frac{1}{2} \cdot (1 + 0,13 \cdot (1,29 - 0,7) + 1,29) = 1,18$$

Ermittlung des Abminderungsbeiwert χ_c zur Berücksichtigung knickstabähnlichen Verhaltens, unter Berücksichtigung des modifizierten Imperfektionsbeiwert α_e zur Berücksichtigung der zusätzlichen Imperfektionswirkung der Längssteife:

$$\chi_c = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}_p^2}} = \frac{1}{1,51 + \sqrt{1,51^2 - 1,29^2}} = 0,44$$

mit

$$\phi = 0,5 \cdot (1 + \alpha_e \cdot (\bar{\lambda}_p - 0,2) + \bar{\lambda}_p^2)$$

$$\phi = 0,5 \cdot (1 + 0,323 \cdot (1,29 - 0,2) + 1,29^2) = 1,51$$

$$\alpha_e = \alpha + \frac{0,09}{i/e} = 0,21 + \frac{0,09}{11,72/14,73} = 0,323$$

mit

$$i = \sqrt{\frac{I_{sl,1}}{A_{sl,1}}} = \sqrt{\frac{307983}{2244}} = 11,72$$

e = max (e1, e2) Exzentrizitätsmaß

α = 0,21 (Kurve a) niedriger Einfluss infolge geklebter Steife

Endgültiger Abminderungsbeiwert unter Berücksichtigung der Interaktion zwischen plattenartigem und knickstabähnlichem Verhalten:

$$\begin{aligned} \rho_{c,x} &= (\rho - \chi_c) \cdot \xi \cdot (2 - \xi) + \chi_c \\ &= (0,666 - 0,44) \cdot 0,043 \cdot (2 - 0,043) + 0,44 = 0,459 \end{aligned}$$

Berechnung der maximalen Längsdruckkraft:

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_x}{\rho_{c,x}}\right)^2} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M1}}$$

$$\sigma_{x,max} = \frac{\rho_{c,x} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,459 \cdot 281}{1,1} = 117,0 \text{ N/mm}^2$$